



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

공학석사 졸업논문

선박용 SOFC 단독 및 하이브리드시스템 성능평가에 관한 연구

Performance Analysis of Methane Fueled Marine Solid Oxide
Fuel Cell Single and Hybrid Power System



지도교수 김명환

2012년 2월

한국해양대학교 대학원

기관시스템공학과

이 경 진

本 論文을 李慶眞의 工學碩士 學位論文으로 認准함.

위원장 길 병 래 (인)

위 원 김 명 환 (인)

위 원 임 태 우 (인)



2011 년 12 월 29 일

한 국 해 양 대 학 교 대 학 원

목차

Abstract

사용기호

제 1 장 서 론	1
1.1 연구 배경	1
1.2 선택전원부하 특성	2
1.3 연구 목적 및 범위	5
제 2 장 선택전원용 연료전지시스템의 요소기술	10
2.1 연료전지 셀 및 스택	10
2.1.1 고체산화물형 연료전지의 작동 원리	10
2.1.2 고체산화물형 연료전지의 종류 및 재료	11
2.1.3 고체산화물형 연료전지 셀과 스택의 출력	12
2.1.4 고체산화물형 연료전지 셀의 이론전압(개회로전압)	13
2.1.5 손실전압	14
2.1.5.1 활성화 손실전압(ΔV_{act})	14
2.1.5.2 저항 손실전압(ΔV_{ohm})	15
2.1.5.3 농도 손실전압(ΔV_{trans})	15
2.1.5.4 기타 손실전압(ΔV_{etc})	16
2.1.6 반응량	16
2.1.7 효율 및 공기량	17
2.2 개질기	18
2.2.1 수소의 제조법(재질 방법)	18
2.2.2 외부·내부 개질시스템	18
2.2.3 수증기개질반응 및 개질을 계산	18
2.3 압축기 및 터빈	20
2.3.1 압축기	20
2.3.2 가스터빈	21
2.3.3 증기터빈	22
2.3.4 펌프	22

2.4 기타 MBOP	23
2.4.1 연소기	23
2.4.2 열교환기	24
2.4.3 혼합기 및 분배기	24
2.4.4 증기발생기(에코노마이저)	25
제 3 장 선박 전원용 연료전지시스템 성능 평가 방법	26
제 4 장 선박 전원용 연료전지시스템 성능 평가	31
4.1 외부개질형 SOFC 시스템	31
4.1.1 공기예열기 온도효율 일정 조건	31
4.1.2 스택 공기극 온도 일정 조건	40
4.2 외부개질형 SOFC 하이브리드시스템	43
4.2.1 SOFC/GT시스템	43
4.2.1.1 TIT 일정 조건	43
4.2.1.2 스택 공기극 온도 일정 조건	54
4.2.1.3 GT 무냉각 조건	62
4.2.2 SOFC/ST 시스템	72
4.2.2.1 ST 보충 연료 공급 조건(증기압 5 MPa 조건)	72
4.2.2.2 ST 보충 연료 무공급 조건(증기압 1.5 MPa 조건) ..	82
4.2.3 SOFC/GT/ST 시스템	88
4.2.3.1 GT 유냉각 조건	88
4.2.3.2 GT 무냉각 조건	98
4.3 내부개질형 SOFC 단독 및 하이브리드시스템	107
4.3.1 내부개질형 SOFC 시스템	107
4.3.2 내부개질형 SOFC/GT 시스템	113
4.3.3 내부개질형 SOFC/ST 시스템	119
4.3.4 내부개질형 SOFC/GT/ST 시스템	124
4.4 선박 전원용 연료전지시스템 성능 비교	130
제 5 장 결 론	132
참고문헌	139

Abstract

Exhaustion of fossil energy sources and problems of global warming and air pollution highlight the necessity of developing environment-friendly energy sources and equipment/system for their use. On such demand, in case of automobiles and ground transportation vehicles, their energy source has shifted from diesel and gasoline to hydrogen, and their power generating equipment from internal combustion engines to motors.

The International Maritime Organization(IMO) recently established a control limit of air pollutant emission through the air pollution control agreement(MARPOL Annex VI), and it has enforced gradational sailing ban against larger-than-400 GT ships that discharge more pollutant than the limit. In addition, some regions of the world have applied much stricter control limit according to their own regulations, and the IMO control limit is also expected inevitably to increase gradually.

In this way, even for ships, maritime transportation vehicles, the environment-friendliness has become a realistic problem which has to be solved right now. Though they are currently taking actions for the problem through treatment of fuel oil and efficiency improvement of internal combustion engines, because those are not fundamental solutions for a pollution-free environment the introduction of such a new power generation device as a fuel cell system that uses hydrogen as its fuel has been considered prudently.

The fuel cell system characterized by high efficiency and environment-friendly feature has been applied to automobiles and is about to be industrialized, but its application to ships remains at an experimental stage. In case of ships, because characteristics required for its power generating device differ according to its size, navigation area and use, the kind and system composition of suitable fuel cells cannot be decided indiscriminately. Especially, because ships sail in unique isolated locations

where they cannot receive outside support, the equipment and system must be designed according to much stricter safety standards than those for ground transportation vehicles.

The objective of this thesis is to evaluate by simulation the performance of various systems adopted as fuel cell systems for ships. First of all, we built a methane-fueled, external-reforming SOFC single system, a fuel cell system that reflects as a power generation device the uniqueness and safety of a large LNG carrier which uses natural gas as a hydrogen energy source, and then we examined, through simulation and modeling, the effects of cell operating temperature(COT) and cell current density(CD), reformer steam/carbon ratio(S/C), recuperator temperature efficiency, and hydrogen-fuel utilization rate on the performance and safety of the system.

In addition, the waste heat from the fuel cells was actively utilized in order to convert as much as possible the chemical energy possessed by hydrogen to electricity for the purpose of high efficiency of the fuel cell system. For such purposes, in order to use the waste heat we have built a hybrid system that combines a gas turbine and a steam turbine.

We have built both a cooled turbine system and a non-cooled turbine system depending on the turbine inlet temperature(TIT) for the SOFC/GT system, both a supplementary fuel supply system for steam temperature and pressure of LNG ships and a waste heat-dependent system without supplementary fuel supply for the SOFC/ST system, and both a cooled turbine system and a non-cooled turbine system for the SOFC/GT/ST system. We evaluated the performance of a variety of systems on the basis of various conditions and variables.

Through the evaluation, we found that all the combined systems were more efficient than the SOFC single system. The change in efficiency of the SOFC/GT system was more gradual than that of the SOFC/ST system. And it was found that although the SOFC/GT/ST system was the most efficient the simple SOFC/GT system is suitable because building such a complex system is inefficient for the case of low-powered ships.

In addition, we have built an internal reforming system, though risky, in order to reduce the amount of cooling air that accounts for most of air supplied into the stack. Thus, we found that the efficiency of the internal reforming system was improved due to use of heat source from the stack over the external reforming system.

Prior to practical application of the fuel cell system to ships, further studies on characteristics of the fuel cell system are required to answer the questions on whether the fuel cell system is suitable to the loading characteristic of ships, which system can be built, what performance characteristics the system has, and whether the system is safe.



사용기호

I	: 전류밀도	(A/m ²)
i	: 전류	(A)
A	: 유효반응 면적	(m ²)
V	: 셀 동작전압	(V)
E	: 셀의 이론전압	(V)
ΔV	: 손실전압	(V)
Δg	: 깁스 자유에너지 변화	(kJ/kmol)
Δh	: 반응(생성) 엔탈피 변화	(kJ/kmol)
Δs	: 반응 엔트로피 변화	(kJ/kmol · K)
T	: 온도	(K)
F	: 패러데이 상수	
n	: 발생하는 전자의 몰수	
P	: 각 성분의 분압	(kPa)
ΔV_{act}	: 활성화 손실전압	(V)
ΔV_{ohm}	: 저항 손실전압	(V)
ΔV_{trans}	: 농도 손실전압	(V)
ΔV_{etc}	: 기타 손실전압	(V)
E_a	: 에노드 활성화에너지	(kJ/mol)
E_c	: 캐소드 활성화에너지	(kJ/mol)
Ω_{ohm}	: 전기 저항식	
ρ	: 저항률	
δ	: 두께	(m)
i_L	: 한계전류밀도	(A/m ²)
R_a	: 활성화 저항	(Ω)
R_{Ω}	: 옴 저항	(Ω)
R_c	: 농도 저항	(Ω)
W_{sofc}	: 스택의 전기적 출력	(kW)
W_{aux}	: 보조기기 운전을 위한 소요 동력	(kW)
W_{egen}	: 가스터빈, 증기터빈과 같은 하이브리드시스템의 발전 전력	(kW)

W_{comp}	: 압축기의 축마력	(kW)
W_{motor}	: 전동기의 소요 동력	(kW)
W_{turbine}	: 터빈의 축마력	(kW)
W_{gen}	: 발전기의 순 출력	(kW)
W_{st}	: 증기터빈의 출력	(kW)
H	: 엔탈피	(kJ)
ΔH	: 엔탈피 변화량	(kJ)
Δh_f	: 과냉-포화 액의 엔탈피 변화	(kJ/kmol)
Δh_{fg}	: 증발잠열	(kJ/kmol)
Δh_g	: 포화-과열 증기의 엔탈피 변화	(kJ/kmol)
K	: 평형정수	
G	: 깁스에너지	(kJ)
R	: 기체정수	
κ	: 단열비	
MW	: 분자량	
C_p	: 정압비열	
m	: 유량	(kmol)
m_f	: 물의 질량유량(증기 발생량)	(kmol)
η_{mech}	: 기계효율	
η_{motor}	: 모터효율	
η_{conv}	: 컨버터 변환효율	
η_e	: 전기적 효율	
HC_{fuel}	: 연소 엔탈피	(kJ)
λ_e	: 부하분담율	

제 1 장 서론

1.1 연구배경

자원의 고갈과 환경오염의 문제는 에너지 자원의 절약과 친환경적 사용을 요구하고 있다. 신재생에너지의 개발, CO₂ 배출저감, 대기오염물질의 배출 규제 등은 이제 육상만의 문제가 아니며 해상에서 활동하는 많은 선박에 있어서도 조만간 해결되어야 할 중요한 과제 중의 하나이다. 육상의 수송 장치인 자동차는 거의 100% 내연기관을 동력장치로 하고 있으나 최근 전기를 사용하는 동력장치로 패러다임이 변하고 있고 이를 개발하기 위한 세계적 자동차 메이커들의 치열한 경쟁이 일고 있다. 한편 조선 및 선박 동력발생장치 산업계는 아직 요란한 개발 경쟁은 없지만 조용한 가운데 많은 방법을 모색하는 단계에 있다. 기존의 중대형 선박용 디젤엔진은 자동차 엔진과는 다르게 상당히 효율이 높아(약 40~45%) 이를 대체할 후보 장치들의 등장을 억제하고 있다. 즉, 기존의 장치보다 효율이 높으면서도 친환경적인 동력장치를 찾다보니 대안의 폭이 좁아지고 있다는 것이다. 그런 가운데 선박 산업계는 개발의 초기 단계이지만 경제적이며 친환경적인 대표적 장치로 연료전지시스템의 도입을 검토[1-2]하기 시작했다. 연료전지는 이미 전기를 동력원으로 하는 차세대 자동차용 동력장치로 개발이 진행되어 상업화의 진입단계에 있는 장치이다. 연료전지시스템을 사용한 선박용 동력장치의 개발은 전통적으로 해양산업의 강국인 유럽을 중심으로 진행되고 있으며 해상 시운전 단계를 밟고 있다. 또한 이런 장치와 기체연료를 선박에서 채용할 수 있도록 IMO의 국제적 규정도 개정 완료되었다. 살펴보면 유럽은 연료전지 선박에 대한 기술적 선점을 위하여 차근차근히 계획을 진행해 가고 있다. 최근 연료전지기술 강국 중의 하나인 일본에서도 연료전지 선박 개발에 대한 중장기적인 계획을 발표한 바 있다. 이들 국가를 보면 한 때 조선과 선박장치 산업계의 강국들로서 후발주자인 우리나라에 이들 산업을 빼앗긴 나라들이다. 이들 국가들은 조선과 선박장치 산업의 패러다임 변화가 예고되고 있는 시점에서 연료전지 선박을 빼앗긴 산업의 재탈환을 위한 계기로 인식하고 있는 듯하다. 이와 같은 시기에 우리나라는 관련 산업을 지키기 위해서 연료전지 선박과 같은 새로운 움직임에 적극적으로 대응해 나가야 할 것이다. 연료전지 선박 개발의 추세를 보는 것도 중요하지만 선박기술의 특성상 선점하지 못하면 모두 잃는다는 점에 유의하여 패러다임 변화 시기에 적극 대처해야 할 것이다. 예를 들어

선박장치 산업의 대표적인 엔진은 현재 전세계 물량의 절반 가량을 우리나라가 공급하고 있는데 대부분이 라이선스 생산으로 많은 로열티를 기술 보유국에 지급하고 있다. 그럼 우리나라가 선박용 엔진의 설계 및 제작 기술이 없는 것인가? 아니다. 현재 기 개발된 엔진도 있고 기술력도 충분하지만 유럽의 선점된 기술과 확보된 제품 신뢰성을 극복하지 못하고 있다. 그 만큼 선박의 장치산업은 보수적이며 안전성을 추구하는 편이다. 따라서 엔진을 포함하는 선박용 장치산업에서 이런 상황의 재발을 막고 조선 제1 강국이라는 위치를 지키기 위해서는 변화의 시기에 적극적으로 대응할 필요가 있다. 다행히 우리나라에서도 최근 선박용 연료전지시스템 개발의 필요성에 대한 인식의 확대로 많은 관심이 유발되고 있다.

1.2 선박전원부하 특성

선박 부하는 선박을 추진하기 위한 부하와 선내의 각종 장치들을 작동시키기 위한 전원용 부하(전원부하)로 나뉜다. 추진동력을 발생하는 장치를 메인 엔진(주기관)이라 칭하고 전원동력은 발전원동기라 한다. 이와 같이 내연기관을 주기관으로 하는 대부분의 선박들은 추진부하 및 전원부하 장치를 별개로 하여 선박기관시스템을 구성하고 있다. 최근 일부 LNG선이 전기추진(발전원동기로 전기를 만들어 모터를 구동하여 추진하는 방식)의 통합 동력시스템을 채용하곤 있지만, 기계식 추진인 전통적인 선박의 경우에는 단일의 대형 원동기가 추진과 전원 부하 모두를 감당하는 것은 전원부하 만을 필요로 하는 저부하 운전(정박, 계류 등)과 고장으로 인한 선박 안전 등에 문제가 있기 때문에 추진부하 및 전원부하 장치를 분리하여 시스템을 구축하는 것이 일반적이다. 선박의 크기와 종류에 따라 조금씩 다르긴 하지만 중대형 상선의 경우 주기관 1대, 발전원동기 3대의 구성으로 되어 있다. Fig. 1.1은 디젤기관을 주기관으로 하는 일반적 선박 기관실의 장치 배치도를 보여준다. Fig. 1.2는 선박의 동력부하(추진 및 전원 부하)의 특성을 운항시간별로 나타낸 것으로 선박의 동력부하는 크게 정박 부하(Load of port condition), 입·출항 부하(Load of stand-by condition), 항해 부하(Load of sea condition), 황천 부하(Load of rough-sea condition)로 분류된다. Fig. 1.3의 정박 부하는 선박이 항구나 부두에 정지하여 계류되어 있는 경우에 대한 동력부하를 말하며 추진을 위한 동력이 필요 없으므로 선내에 필요한 전원만을 공급하는 상태의 부

하를 의미한다. 이때의 부하는 전적으로 발전 원동기가 맡게 되며 부하율은 다소간 변화하지만 급격한 변동은 거의 없는 시기이다. Fig. 1.4의 입·출항 부하는 선박이 부두나 계류지에서 출항을 위하여 추진동력을 사용하기 시작하는 단계의 부하를 의미하며 Fig. 1.2에서처럼 부하의 변동이 극심한 시기이다. 이는 추진을 위해 주기관의 사용 및 정지가 빈번한 때문으로 기관실의 모든 장치들이 비정상적 상태(시간에 대하여 온도, 압력, 출력 등이 변동하는 상태)에 있게 된다. 이때 다소 전원부하의 변동이 있긴 하지만 안전상 발전 원동기를 병렬 운전하기 때문에 해당 전원부하의 변동률은 그다지 크지 않게 된다. Fig. 1.5의 항해 부하는 선박이 출항하여 외해(Open Sea)에서 정속도로 항해하는 단계의 부하로서 추진부하의 급격한 변동은 없으며 정밀한 정속도 제어를 위한 소폭의 출력 변화만이 존재하게 된다. 이때 전원부하도 추진부하와 마찬가지로 큰 변동이 없는 시기이다. Fig. 1.6의 황천 부하는 해상 상태가 불순하여 추진기(Propeller)가 심하게 공전(Racing)하는 경우의 부하상태로서 추진기의 급격한 부하변동에 따라 주기관의 부하가 단시간(1~3초)에 크게 출렁이게 된다. 그러나 이때의 전원부하 변동은 추진부하와는 다르게 그다지 크지 않다.

상기의 정박 부하, 입·출항 부하, 항해 부하, 황천 부하로 구분한 선박부하 특성 분석에서 전원부하는 다소간의 변동 폭을 가지고 상승과 하강을 반복하는 특성을 보이지만 추진부하와 같은 급격한 부하 변동은 없다. 그러나 일부 대형 탱크선의 하역작업과 같은 대형 펌프를 운전하는 경우에는 예외적인 경우도 있으나 본 연구 대상으로 하는 일반적인 선박에 있어서는 급격한 부하 변동을 예외적인 상황으로 다룰 수 있을 것이다.

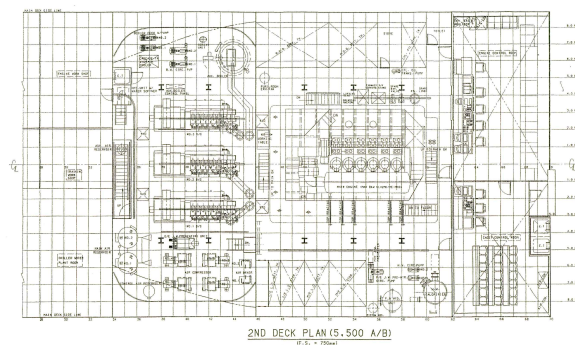


Fig. 1.1 선박 기관실 장치 배치도

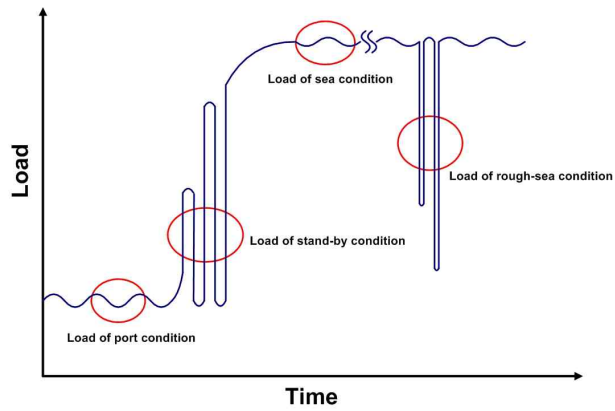


Fig. 1.2 선박 동력부하 종류



Fig. 1.3 정박 부하



Fig. 1.4 입·출항 부하



Fig. 1.5 항해 부하



Fig. 1.6 황천 부하

1.3 연구 목적 및 범위

전술한 바와 같이 연료전지가 경제적이면서도 친환경적인 새로운 선박동력 시스템으로서 국내외적 주목을 받고 있는 가운데 선박용으로서 연료전지는 어떤 시스템으로 구성되어야 하는지, 어떤 시스템이 가능한지 또한 그런 시스템의 성능은 어떠한지에 대한 검토가 요구된다. 따라서 본 연구에서는 선박 환경과 부하 특성에 따른 구축 가능한 다양한 연료전지시스템에 대하여 시뮬레이션의 방법으로 그 성능과 운전 특성을 검토하고자 한다.

1.2에서 기술한 전원부하는 추진부하와 같은 급격한 부하 변동은 없지만 다소간의 변동 폭을 가지고 상승과 하강을 반복하는 부하 특성을 보인다. 추진부하를 포함한 급격한 부하변동에 대해서는 특성에 부합하는 적절한 대응 시스템이 구축되어야 하겠지만 본 연구의 범위는 단계적 개발의 초기 단계로 Fig. 1.7과 같은 전원용 연료전지시스템으로 한정한다. 하지만 여기에서 검토된 전원용 연료전지시스템은 추진용 또는 전부하용 시스템의 개발에도 상당 부분 반영되리라 생각된다.

Table 1.1은 연료전지의 종류 및 특성에 대하여 정리한 것이다. 현재 산업화를 목표로 주로 검토되고 있는 연료전지의 종류는 고분자전해질형(PEMFC), 용융탄산염형(MCFC), 고체산화물형(SOFC)이며 PEMFC는 저온형, MCFC, SOFC는 고온형으로 분류되고 있다. PEMFC, MCFC는 이미 성숙된 기술로 상업화 단계에 있으나 SOFC는 성장적 기술 단계로 그 가능성은 MCFC 보다 커서 멀지 않은 미래에 MCFC를 대체하게 될 것으로 일반적인 평가를 받고 있다. 즉, 부가적으로 CO₂를 다루어야 하는 MCFC 보다 시스템이 간단하며, 전해질이 고체이므로 사용이 편리하고, 모든 연료전지 중에서 가장 효율이 높다는 측면에서 SOFC는 유망한 미래의 고온형 연료전지로 확고한 자리를 구축해 가고 있다. 소형 선박은 동력장치의 설치공간이 협소하며 짧은 항행거리와 자주 입·출항하는 부하특성이 있으므로 PEM 타입 연료전지와 개질기 없이 수소 연료를 직접 저장하는 시스템 방식이 보다 합리적으로 보인다. 그러나 본 연구에서는 중·대형선박의 전원용으로서 연료전지시스템을 고려하고 있으므로 공간성과 부하특성, 효율, 장래성을 고려하여 연료전지로 SOFC를 그리고 직접 수소의 저장 대신 수소운반체를 사용하는 개질형 시스템 방식을 채택하였다.

SOFC 고체산화물형 연료전지는 고온(700-1000℃)에서 작동하는 고온형 연

료전지의 대표적 주자로서 전해질이 고체이므로 액체 전해질로 인한 누설의 염려가 없고, 가습해야 하는 불편함도 없으며 고온의 작동온도로 인하여 각종 손실전압이 낮아 효율이 높다는 장점이 있으나 재료의 기반이 취성에 약한 세라믹이므로 불균일 온도분포 또는 급격한 온도변화로 인한 서로 다른 열팽창은 연료전지 스택 수명의 단축과 심각한 사고를 불러일으킨다. SOFC와 같은 고온형 연료전지의 부하변동은 스택 내부에 상응하는 온도변화를 야기하여 스택의 안전에 문제를 초래하므로 부하변동에 대한 빠른 응답성을 기대하기는 어렵다. 아울러 개질기를 사용하는 방식의 경우 수소를 제조하기 위한 개질반응이 충분히 빠르지 못하므로 연료의 증감으로 인한 즉각적인 부하 추종을 더욱 어렵게 만든다. 따라서 안전성과 반응속도 등을 고려하면 고온형의 연료전지는 Fig. 1.8과 같이 기저부하용의 사용만이 허용된다. 그러므로 변동하는 선박전원부하의 특성에 대응하는 동력시스템의 구축에는 변동부하에 효과적으로 응답하는 또 다른 보조 동력장치의 채용을 필요로 한다. 즉 하이브리드시스템의 운용이다. Fig. 1.9와 같이 연료전지+배터리, 연료전지+가스터빈[3-4], 연료전지+증기터빈[5-7] 등이 전원용 하이브리드시스템으로서 유력하게 고려될 수 있다. 즉, 기저부하는 연료전지가 변동부하는 배터리, 가스터빈, 증기터빈이 맡는 것이다. 연료전지+배터리의 경우는 Fig. 1.10과 같이 연료전지는 평균부하를 담당하고 변동부하 만큼을 배터리가 분담하게 된다. 부하변동에 따라 배터리의 충·방전이 일어나며 분담하는 크기 및 변동률에 따라 배터리의 크기가 결정된다. 연료전지+가스터빈, 연료전지+증기터빈의 경우는 연료전지의 출구에서 발생하는 고온의 미반응 가스를 연소시켜 얻어진 고온의 가스로 터빈을 직접 구동하거나 보일러 또는 에코노마이저에서 과열증기를 만들어 증기터빈을 구동하여 직결된 발전기에서 부가적 전기에너지를 얻는 방식으로 Fig. 1.11와 같이 변동부하의 크기에 따라 연소기에 공급되는 별도의 연료량(참조 Fig. 1.9)을 조절하므로써 출력을 제어할 수 있다. 후술하겠지만 연료전지 출구에서는 미반응 가스가 항상 존재하게 되며 그리고 고온의 캐소드 가스(공기)를 유용하게 활용한다는 측면에서 가스터빈이나 증기터빈의 하이브리드시스템이 배터리방식 보다 더욱 더 효과적이라고 볼 수 있다. 아울러 증기터빈의 경우는 기타 부속 장치들로 인한 큰 공간이 요구되므로 저출력 크기에는 가스터빈의 사용이 더욱 합리적이라고 판단된다. 따라서 본 논문의 4.1에서는 SOFC 단독시스템에 대하여 그리고 4.2에서는 SOFC

하이브리드시스템에 대하여 다양한 시스템을 평가하고 있다. 아울러 4.3에서는 안전성에 약간의 문제가 있지만 효율적 측면에서 유리한 내부개질형 연료 전지시스템에 대한 검토도 행하고 4.4에서는 본 논문에서 검토된 시스템들의 성능 특성을 비교하였다.

연료전지시스템의 개질용 연료로는 기체 상태인 수소, 압축메탄가스(CNG) 그리고 액체 상태인 LNG, 메탄올, DME, 가솔린, MDO 등이 있다. 중·대형 선박용 연료로는 저장성과 안전성 면에서 액체연료가 우수하지만 수소를 용이하게 제조할 수 있는 연료의 수급상 이유로 연료전지시스템의 도입이 유리한 LNG선박을 우선 적용 대상으로 고려하여 본 논문에서는 NG를 개질형 연료로 채택하여 검토하였다.

Table 1.1 연료전지의 종류 및 특성

Fuel Cell type	Electrolyte	Mobile Ion	Operating Temperature	Catalyst	Efficiency
AFC	Potassium Hydroxide	OH^-	50~200℃	Platinum	50~60%
PEMFC	Proton Exchange Membrane	H^+	30~100℃	Platinum	50~60%
PAFC	Phosphoric Acid	H^+	~220℃	Platinum	70~80% with heat recovery
MCFC	Molten Carbonate	CO_3^{2-}	~650℃	Electrode Material	70~85% with heat recovery
SOFC	Solid Oxide	O^{2-}	600~1000℃	Electrode Material	70~85% with heat recovery

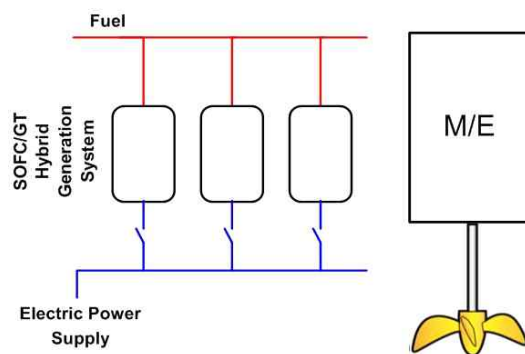


Fig. 1.7 전원용 연료전지 시스템과 추진동력 장치

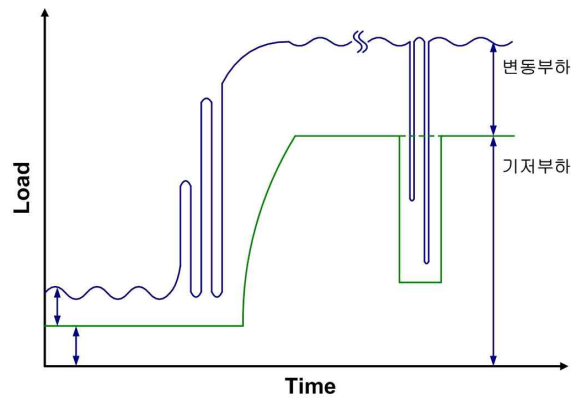


Fig. 1.8 고온형 연료전지 기저부하

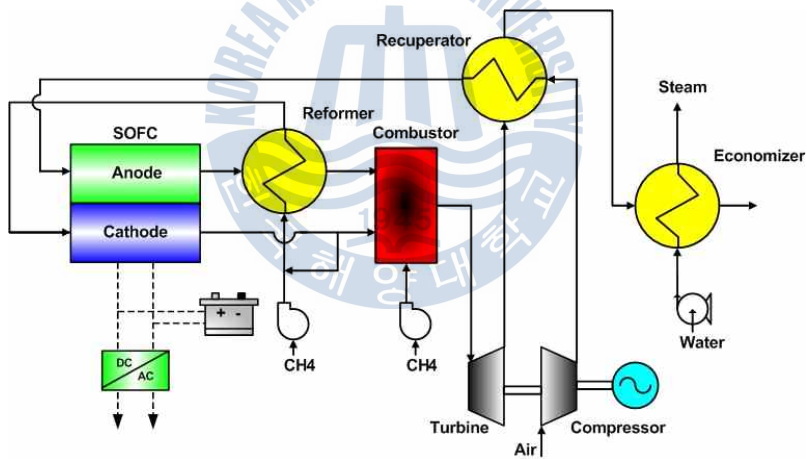


Fig. 1.9 전원용 연료전지 시스템

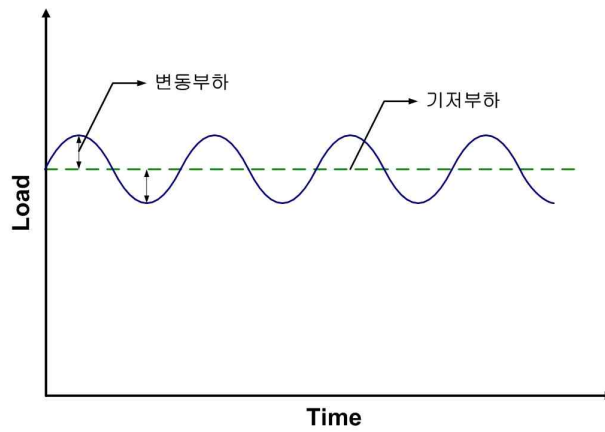


Fig. 1.10 부하 분담(1)

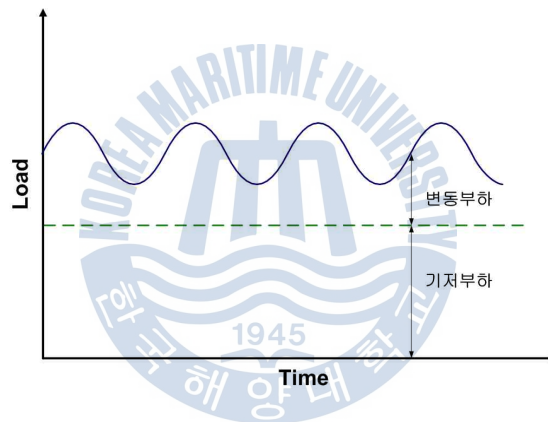


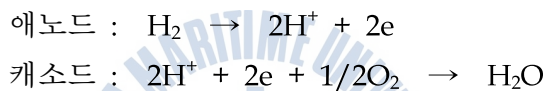
Fig. 1.11 부하 분담(2)

제 2 장 선박전원용 연료전지시스템의 요소기술

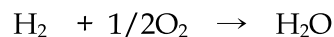
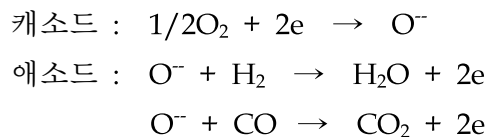
2.1 연료전지 셀 및 스택

2.1.1 고체산화물형 연료전지의 작동 원리

Fig. 2.1은 대표적인 연료전지의 작동원리를 보여주는 모식도이다. PEMFC의 경우 애노드(연료극)에 공급된 연료인 수소는 전극과 전해질의 계면인 촉매층에서 전기화학반응을 통하여 양자와 전자로 분리되며 수소 양이온(양자, H^+)은 촉매층에서 전해질을 가로질러 이동하게 되고 캐소드의 전해질과 전극의 계면에서 산소와 외부회로(애노드-부하-캐소드)를 거쳐 온 전자와 결합하여 물로 변한다. 결국 아래와 같이 수소와 산소가 반응하여 물로 변하는 산화과정을 통하여 엔탈피 변화의 일부(깁스에너지 변화)를 유효한 전기적 에너지로 변환하는 과정이다.



SOFC의 경우는 Fig. 2.1에서와 같이 캐소드에 공급된 산소(공기)가 전극과 전해질의 계면인 촉매층에서 전자와 결합하여 산소 음이온으로 되고 산소 음이온은 전해질을 거쳐 애노드의 계면에서 수소 또는 일산화탄소와 결합하여 수증기 또는 이산화탄소로 변화되며 이 과정에서 분리된 전자는 외부회로를 거쳐 캐소드로 이동하게 된다. 결국 아래와 같이 수소 또는 일산화탄소가 산소가 반응하여 수증기 또는 이산화탄소로 변하는 산화과정을 통하여 엔탈피 변화의 일부(깁스에너지 변화)를 유효한 전기적 에너지로 변환하는 과정이다.



SOFC와 PEMFC 작동원리의 차이점을 비교해 보면 이온이 산소 음이온과 수소 양이온이라는 점, 이온의 흐름 방향이 반대이며, 생성물인 물 또는 수증기가 만들어지는 곳이 다르며, 연료로서 일산화탄소의 사용 여부, 작동 온도 또한 크게 다르다. 유사점으로는 전해질이 둘 다 고체라는 것이나 PEMFC의 전해질(polymer)은 충분히 수화되어 있지 않으면 이온 전도성이 상실되거나 크게 떨어지는 특징이 있어 작동되는 전해질이 순수 고체 상태라 보기도 어렵다. 이와 같이 종극적인 반응 결과는 동일하지만 그 과정과 상태는 판이하게 다른 특징이 있다.

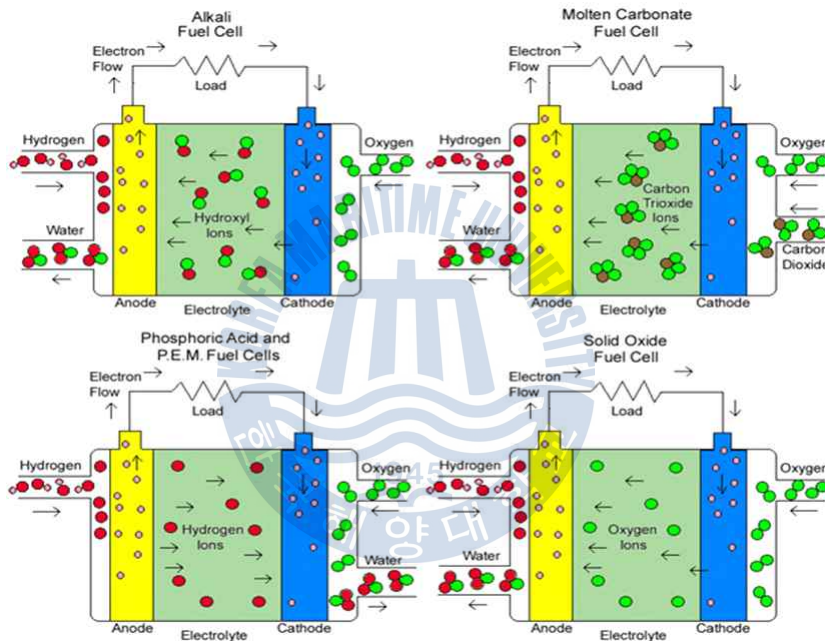


Fig. 2.1 연료전지 종류 및 동작원리

2.1.2 고체산화물형 연료전지의 종류 및 재료

SOFC의 종류는 Table 2.1과 같이 온도, 외형, 지지체 등으로 분류되어진다. 고온형은 효율이 높으나 고온성 재료를 사용해야 하므로 가격이 비싸지고 안전성에 주의해야 하는 단점이 있고 중온형과 저온형은 저온재료 사용을 통한 가격 경쟁력 및 안전성 차원에서 개발 중인 타입으로 현재 상업화를 위해 내세울 수 있는 기술단계는 아니다. 외형에 따라 분류되는 평판형, 원관형, 평

관형 등은 다양한 모양으로 개발이 진행되고 있으며 개발의 주안점은 콤팩트와 안전성으로 대용량과 가격적인 측면에서 현재로는 평판형이 유리한 것으로 보인다. 즉, “얼마나 셀을 크게 만들고, 많이 적층할 수 있는가”가 기술의 방향을 좌우할 것이다. 평판형은 평판형과 원관형의 장점을 복합한 것이나 아직 정착된 기술단계라고 보기는 어렵다. 지지체에 따른 종류들은 작동 온도와 외형에 크게 영향을 받아 선택이 결정된다.

SOFC는 세라믹을 기반 재료로 하고 있으며 전해질에는 YSZ(yttria-stabilized zirconia), LSGM(LaSrGaMgo), 애노드는 Ni-YSZ, Cu-YSZ 그리고 캐소드에는 LSM(strontium-doped lanthanum manganite), LSF, LSCF 등의 재료가 사용되고 있으나 효율이 높고 가장 일반적으로 사용되는 재료는 YSZ, Ni-YSZ, LSM이다. 앞으로 안정적이며 효율이 높고 또한 폭 넓은 온도 범위에서 사용될 수 있는 다양한 재료들이 개발되어 나오겠지만 현 단계에서는 가장 일반적으로 사용되는 재료를 중심으로 검토한다.

Table 2.1 고체산화물 연료전지 분류

분류	종 류
온도	고온형(800-1000℃), 중온형(650-800℃), 저온형(650℃ 이하)
외형	평판형(Planar type), 원관형(Tubular type), 평판형(Flat Tubular type)
지지체	전해질 지지체형, 애노드 지지체형, 캐소드 지지체형

2.1.3 고체산화물형 연료전지 셀과 스택의 출력

연료전지 셀 출력은 아래의 식으로 계산한다.

$$W = I \cdot V = (i \cdot A) \cdot V$$

I : 전류(A), I : 전류밀도(A/m²),

A : 유효반응 면적(m²), V : 셀 동작전압(V)

적층된 스택의 출력은 셀 출력에 적층 수를 곱하고 적층으로 인한 약간의 손실을 반영하여 산출한다. 스택의 설계자는 출력에 합당한 최적의 셀 크기

와 적층수를 결정해야 하며 사용되는 목적, 환경, 효율 등의 요소에 따라서 다양하게 만들 수 있다(참조 Fig. 2.2). 현재의 기술수준에서 SOFC의 전류밀도는 PEMFC 보다 작고 MCFC 보다 높은 3000~5000 A/m² 정도의 사용 범위를 갖고 있다. 그리고 유효 반응면적은 많은 진전을 보고 있긴 하지만 수백 cm² 정도로 MCFC와 비교하여 상당히 작다. 따라서 대용량의 출력은 적층 수 즉, 출력 전압이 크게 좌우하게 된다.

셀의 출력 전압은 아래와 같이 산출한다.

$$V = E - \Delta V$$

E : 셀의 이론전압, ΔV : 손실전압

셀의 이론전압은 열역학적으로 예상된 개회로전압이며 실제 유기되는 전압은 이론전압에서 활성화, 저항, 농도 등에 의한 손실전압을 빼면 구해진다.



Fig. 2.2 연료전지 스택 구성

2.1.4 고체산화물형 연료전지 셀의 이론전압(개회로전압)

아래의 식은 열역학적으로 셀의 개회로전압을 등온과정에서 유도한 식이다.

$$E = -\frac{\Delta g}{nF}, \quad \Delta g = \Delta h - T \cdot \Delta s$$

Δg : 깁스 자유에너지 변화, Δh : 반응(생성) 엔탈피 변화, Δs : 반응 엔트로피 변화, T : 온도, F : 패러데이 상수, n : 발생하는 전자의 몰수

또한 셀의 개회로전압은 온도 및 압력, 혼합가스 조성(농도)에 따라 변화하며 아래 식으로 계산된다.

$$\text{H}_2 + 1/2\text{O}_2 \rightarrow \text{H}_2\text{O} \quad E_{\text{H}_2} = E_T + \frac{RT}{nF} \ln \frac{P_{\text{H}_2} \cdot P_{\text{O}_2}^{\frac{1}{2}}}{P_{\text{H}_2\text{O}}}$$

$$\text{CO} + 1/2\text{O}_2 \rightarrow \text{CO}_2 \quad E_{\text{CO}} = E_T + \frac{RT}{nF} \ln \frac{P_{\text{CO}} \cdot P_{\text{O}_2}^{\frac{1}{2}}}{P_{\text{CO}_2}}$$

P : 각 성분의 분압

2.1.5 손실전압

셀의 동작전압은 아래의 식으로 산출된다.

$$V = E_{\text{H}_2, \text{CO}} - \Delta V_{\text{act}} - \Delta V_{\text{ohm}} - \Delta V_{\text{trans}} - \Delta V_{\text{etc}}$$

ΔV_{act} : 활성화 손실전압, ΔV_{ohm} : 저항 손실전압,
 ΔV_{trans} : 농도 손실전압, ΔV_{etc} : 기타 손실전압

2.1.5.1 활성화 손실전압(ΔV_{act})

전극과 전해질 계면에서 전기화학반응을 일으키기 위해서는 활성화 에너지가 요구되며 이로 인한 전압강하를 활성화 손실전압이라고 한다. 활성화 손실전압의 계산에 인용되는 일반적인 식으로는 타펠(Tafel), 버틀러-볼머(Butler-Volmer)[8], 아헨바흐(Achenbach)[9]의 식 등이 있으나 본 논문에서는 전기저항의 개념으로 정리된 편리한 식인 아헨바흐의 식을 사용하였다. 아래에 애노드의 수소, 일산화탄소에 의한 그리고 캐소드에서의 활성화 저항을 나타내었다.

$$\frac{1}{\Omega_{a, \text{H}_2}} = D_{a, \text{H}_2} \frac{2F}{RT} \left(\frac{P_{\text{H}_2}}{P^o} \right)^m \exp \left(- \frac{E_a}{RT} \right)$$

$$\frac{1}{\Omega_{a, \text{CO}}} = D_{a, \text{CO}} \frac{2F}{RT} \left(\frac{P_{\text{CO}}}{P^o} \right)^m \exp \left(- \frac{E_a}{RT} \right)$$

$$\frac{1}{\Omega_c} = D_c \frac{4F}{RT} \left(\frac{P_{O_2}}{P^o} \right)^m \exp \left(-\frac{E_c}{RT} \right)$$

여기에서 E_a (에노드 활성화에너지)=110 kJ/mol, E_c (캐소드 활성화에너지)=160 kJ/mol 또한 계수 D_{a,H_2} , $D_{a,CO}$, D_c 는 각각 2.13×10^8 , 2.98×10^8 , 1.49×10^{10} A/m² 이고 m 은 0.25이다. 물론 셀의 각 요소 재료가 달라지면 이 계수들은 수정되어야 한다.

2.1.5.2 저항 손실전압(ΔV_{ohm})

저항 과전압은 전극에서의 전자이동 및 전해질에서의 이온이동에 대한 저항으로 발생하는 손실을 말하며 전기 저항식(Ω_{ohm})과 저항률(ρ)에 관한 다음의 식으로부터 산출한다.

$$\begin{aligned} \Delta V_{ohm} &= i \cdot \Omega_{ohm}, \quad \Omega_{ohm} = \rho \cdot \delta \\ \rho_a &= 0.00298 \exp(-1392/T) \\ \rho_c &= 0.008114 \exp(600/T) \\ \rho_e &= 0.00294 \exp(10350/T) \end{aligned}$$

여기에서 δ 는 두께(m)를 의미하며 상기의 계수들은 재료에 따라 달라진다.

2.1.5.3 농도 손실전압(ΔV_{trans})

농도 과전압은 전해질과 전극 사이의 반응영역에서 반응물질이 소모됨에 따라 농도가 변화하는 것에 기인하는 손실로 아래와 같은 한계전류밀도 모델로부터 계산한다. 해석적 계산을 위해서는 다공질 층에 대한 매우 복잡한 열, 유동 및 물질 보존 식을 풀어야 하나 제작 설계용이 아닌 성능 평가용인 본 논문에서는 아래의 모델[10]로도 충분하다고 판단한다. 여기에서 한계전류밀도(i_L)는 9000 A/m²로 하였다. 물론 개발되는 재료 및 구성에 따라 한계전류 밀도는 바뀔 수 있다.

$$\Delta V_{trans} = \frac{RT}{2F} \ln \left(1 - \frac{i}{i_L} \right)$$

2.1.5.4 기타 손실전압(ΔV_{etc})

실제 연료전지 셀과 스택에는 전류 누수, 연료 투과 등으로 인한 기생 손실이 발생하며 이것은 기존의 출력 전류(i)에 기생 손실전류($i_{parasitic}$)를 더하여 취급하므로써 손실을 고려할 수 있다.

$$i_{gross} = i + i_{parasitic}$$

또한 적층으로 인한 손실은 저항 손실전압의 일종으로 다룰 수 있다.

2.1.6 반응량

Fig. 2.3(a)는 수소와 일산화탄소의 반응에 의한 셀의 출력을 모식화한 것이다. 그리고 Fig. 2.3(b)는 연료에 의한 애노드 및 산소에 의한 캐소드의 농도 저항을 총괄적으로 표시하여 간략히 한 것이다. Fig. 2.3으로부터 연료극의 수소와 일산화탄소는 각각의 반응에 의하여 유기되는 셀 전압이 동일해야 하므로 이로부터 주어진 출력에 대한 각각의 반응량(i_{H_2} , i_{CO})을 산출할 수 있다. 여기에서 수소의 반응량은 애노드 출구에서 제어되는 수소연료 이용률에 의하여 결정된다.

$$\begin{aligned} V &= (E_{H_2} - i_{H_2} \cdot R_{a,H_2}) - i(R_{\Omega,a} + R_{\Omega,e} + R_{\Omega,c}) - i \cdot R_{a,O_2} - i \cdot R_{c,a \sim c} \\ V &= (E_{CO} - i_{CO} \cdot R_{a,CO}) - i(R_{\Omega,a} + R_{\Omega,e} + R_{\Omega,c}) - i \cdot R_{a,O_2} - i \cdot R_{c,a \sim c} \\ (E_{H_2} - i_{H_2} \cdot R_{a,H_2}) &= (E_{CO} - i_{CO} \cdot R_{a,CO}) \end{aligned}$$

R_a =활성화 저항, R_{Ω} =옴 저항, R_c =농도 저항, 하첨차 a, c는 각각 애노드와 캐소드를 나타낸다.

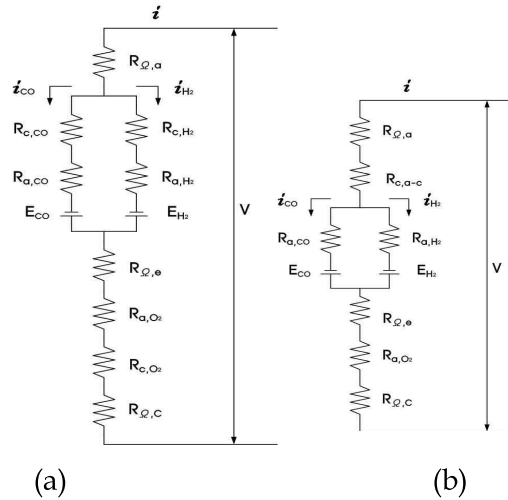


Fig. 2.3 연료전지 저항 모델

2.1.7 효율 및 공기량

반응 연료량(H_2 , CO)에 따른 전류량에 2.1.5의 전압과 직교류 변환효율을 곱하면 스택의 전기적 출력(W_{sofc})이 산출된다. 시스템의 전기적 효율(η_e)은 연료(메탄, 메탄올, DME 등)의 저위발열량($HC_{CH_4, CH_3OH, DME}$) 기준의 아래 식으로 정의되며, 이 식에서 W_{aux} 는 보조기기 운전을 위한 소요 동력을 W_{egen} 는 가스 터빈 또는 증기터빈과 같은 하이브리드시스템의 발전 전력을 의미한다. 총 효율(η_t)은 에코노마이저에서 회수된 열에너지와 급수펌프의 동력을 출력 및 소요 동력으로 포함시켜 계산 것이다.

$$\eta_e = \frac{W_{sofc} + W_{egen} - W_{aux}}{HC_{CH_4, CH_3OH, DME}}$$

캐소드에 공급되는 반응용 산소량 즉 공기량은 스택의 냉각을 위해 공급해야 할 공기량 보다 훨씬 작으므로 소요되는 공기량은 아래와 같은 스택에서의 에너지 밸런스 식으로부터 그 양을 계산한다.

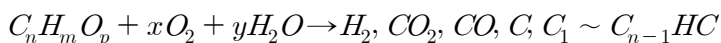
$$(\Delta H_a + \Delta H_c) - HC_{H_2 + CO} - W_{sofc} = 0$$

여기에서 ΔH_a 와 ΔH_c 는 각각 애노드와 캐소드의 엔탈피 변화량이다.

2.2 개질기

2.2.1 수소의 제조법(재질 방법)

탄화수소계 또는 알코올계 연료로부터 수소를 제조하는 일반적인 방법은 수증기 개질(Steam Reforming, SR), 부분산화 개질(Partial Oxidation, POX), 자열 개질(Autothermal Reforming, ATR) 등이 있으며 반응과정은 아래와 같다.



<i>SR</i>	$x = 0$	$\Delta H \gg 0$
<i>POX</i>	$y = 0$	$\Delta H \ll 0$
<i>ATR</i>		$\Delta H \sim 0$

그러나 열원의 폭 넓은 사용(예, 지역 열원 공급 등)이 제한되고 보일러를 보조적 장치로 사용해야 되는 중대형 선박 기관시스템의 상황과 고열원을 활용하여 SOFC의 효율을 높이기 위해서는 SR이 다양한 연료의 개질법으로 보다 합리적[11-13]이라 판단된다.

2.2.2 외부·내부 개질시스템

메탄을 연료로 할 경우 수소를 제조하는 개질기를 스택의 내부에 둘 수 있는 내부 개질(Internal Reforming, IR)이 가능하다. 즉 내부 개질은 SR에서 필요한 열원을 셀의 비가역과정으로 발생하는 열원의 일부를 사용하므로 냉각 부하가 줄어 전기적 효율이 크게 상승하는 효과 외에도 개질용 수증기가 필요 없고(DIR의 경우) 개질을 또한 높다는 장점이 있다. 그러나 탄소 침적, 예비 개질기 설치 필요, 스택의 불균일한 온도 분포 등을 고려한 안전성의 면에서 큰 장점은 희석되며 메탄 이외의 연료에는 사용할 수 없으므로 다양한 연료를 사용할 필요가 있는 선박용의 개질 방식으로는 외부 개질형(External Reforming, ER)이 더욱 적합하다 하겠다.

2.2.3 수증기 개질반응 및 개질을 계산

Fig. 2.4은 수증기 개질기의 개념도이다. 그림에서처럼 기체화된 탄화수소계 또는 알코올계 연료가 적당한 비율(S/C)로 수증기와 혼합, 주어진 온도와

압력에서 개질반응이 진행되고, 주된 생성물인 수소, 일산화탄소, 이산화탄소 그리고 미반응 연료 및 수증기가 개질기 출구로 토출된다.

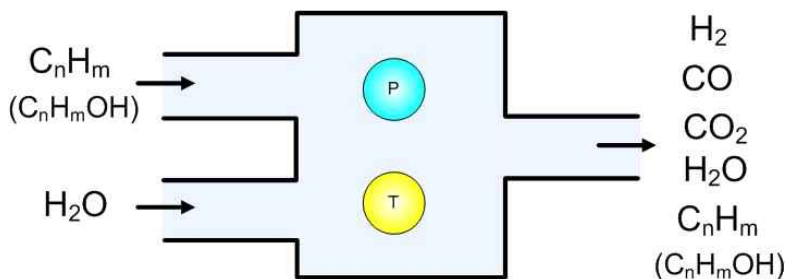


Fig. 2.4 수증기 개질기의 개념도

주어진 S/C, 온도와 압력 하에서 수소운반체의 수증기 개질에 의한 혼합가스 조성은 평형정수(K)와 깁스에너지(G)의 관계인 다음의 화학 평형식으로부터 계산하였다.

$$K = \exp\left(-\frac{\Delta G}{RT}\right)$$

여기에서 R은 기체정수이고, T는 온도이다. 평형정수는 반응식에 따라 달라지며 대표적인 개질반응 평형정수(K_r)와 전이반응 평형정수(K_s)는 다음과 같다.

$$K_r = \frac{P_{H_2}^{(n + \frac{m}{2})} \cdot P_{CO}^n}{P_{C_nH_m} \cdot P_{H_2O}^n}$$

$$K_s = \frac{P_{H_2} \cdot P_{CO_2}}{P_{CO} \cdot P_{H_2O}}$$

여기에서 P는 각각의 분압이다.

생성 혼합가스 조성에 대한 계산과정을 후술하는 메탄 연료를 예로 들어 설명하면 아래와 같다. 메탄에 대한 개질반응과 전이반응의 화학 평형식은

다음과 같이 정리된다.

$$K_r = \exp\left(-\frac{\Delta G_r}{RT}\right)$$

$$K_r = \frac{P_{H_2}^3 \cdot P_{CO}}{P_{CH_4} \cdot P_{H_2O}}$$

$$\Delta G_r = G_{CO} + 3G_{H_2} - G_{CH_4} - G_{H_2O}$$

$$K_s = \exp\left(-\frac{\Delta G_s}{RT}\right)$$

$$K_s = \frac{P_{H_2} \cdot P_{CO_2}}{P_{CO} \cdot P_{H_2O}}$$

$$\Delta G_s = G_{CO_2} + G_{H_2} - G_{CO} - G_{H_2O}$$

여기에서 동시반응인 이들 반응의 생성 혼합가스 조성에 대한 계산 방법은 다음과 같다. 먼저 주어진 초기 계산 조건으로부터 개질반응이 평형상태에 도달하는 생성물의 몰농도를 구하고 이들이 동시에 전이반응도 만족해야하므로 전이반응이 평형상태에 도달하는 생성물의 몰농도를 재차 구한다. 이들 생성물 조성에 대한 결과는 다시 개질반응과 전이반응의 반복적 수렴 계산에 반영되어 두반응을 동시에 만족하는 생성물의 조건을 찾는다. 즉, 반응들이 서로 평형상태에 도달할 때까지의 수렴 계산을 반복한다. 실제 개질가스 조성과의 이론 개질가스 조성과의 차를 온도어프로치로 나타내나 700℃ 이상의 고온에서는 그 오차가 20℃ 이하로 크지 않다.

개질률 계산 방법은 다음과 같다.

$$\text{개질률} = \frac{\text{총연료량} - \text{개질후 남은 연료량}}{\text{총연료량}}$$

2.3 압축기 및 터빈

2.3.1 압축기

압축기의 성능평가를 위한 요소 기술은 압축기 출구온도와 소요 축마력 계

산이다. 압축기 출구온도(T_o)는 유체의 종류, 입구 온도(T_i), 압축비($P_o/P_i=R$), 단열 효율(등엔트로피 효율= η_c)에 따라 아래의 식으로 계산된다.

$$T_o = T_i \left(1 + \frac{R^{(\kappa-1)/\kappa} - 1}{\eta_c} \right)$$

$$(\kappa-1)/\kappa = \frac{R}{MW \cdot C_p}$$

상식에서 κ =단열비, R =일반 기체상수, MW =분자량, C_p =정압비열 이다. 여기에서 단열효율이란 압축기에서 발생하는 여러 가지 손실 등을 감안한 압축기의 실제 일에 대한 이론 일(등엔트로피 일)의 비를 말하며 메이커에 따라서도 달라질 수 있다. 압축기 출구온도는 압축비가 클수록, 단열효율이 작을수록 높아진다.

압축기의 축마력(W_{comp})은 유체의 종류, 유량(m), 출구 온도에 따라 아래의 식으로 결정된다.

$$W_{comp} = m \cdot C_p \cdot (T_o - T_i)$$

즉, 압축기의 축마력은 유량이 많고 출구온도가 높을수록 커진다. 초대형을 제외하고 대부분의 압축기들은 전동기에 의하여 구동되므로 전동기의 소요 동력(W_{motor})은 기계효율(η_{mech}), 모터효율(η_{motor})을 고려하여 다음과 같이 계산한다.

$$W_{motor} = W_{comp} / (\eta_{mech} \cdot \eta_{motor})$$

2.3.2 가스터빈

가스터빈의 성능평가를 위한 요소 기술은 가스터빈 출구온도와 발생 축마력 계산이다. 가스터빈 출구온도(T_o)는 유체의 종류, 입구 온도(T_i), 압력비($P_o/P_i=R$), 단열 효율(등엔트로피 효율= η_t)에 따라 아래의 식으로 계산된다.

$$T_o = T_i \left(1 - \eta_t + \frac{\eta_t}{R^{(\kappa-1)/\kappa}} \right)$$

여기에서 단열효율이란 이론 일(등엔트로피 일)에 대한 가스터빈에서 발생하는 여러 가지 손실 등을 감안한 압축기의 실제 일의 비를 말한다.

가스터빈의 축마력(W_{turbine})은 유체의 종류, 유량(m), 출구 온도에 따라 아래의 식으로 결정된다.

$$W_{\text{turbine}} = m \cdot C_p \cdot (T_i - T_o)$$

즉, 가스터빈의 축마력은 유량이 많고 출구온도가 낮을수록 커진다. 가스터빈에 의하여 구동되는 발전기의 순 출력(W_{gen})은 전달과정의 기계효율(η_{mech})과 발전기 효율(η_{gen})을 고려하여 다음과 같이 계산한다.

$$W_{\text{gen}} = W_{\text{turbine}} \cdot \eta_{\text{mech}} \cdot \eta_{\text{gen}}$$

2.3.3 증기터빈

증기터빈의 출력(W_{st})은 증기터빈 입·출구 증기의 엔탈피 차(ΔH)와 터빈 효율(η_{st})로부터 다음과 같이 계산한다.

$$W_{\text{st}} = \Delta H \cdot \eta_{\text{st}}$$

증기터빈에 의한 순수 발전 출력($W_{\text{e,st}}$)은 증기터빈 출력에서 기계효율(η_{mech}), 발전효율(η_{egen}), 컨버터 변환효율(η_{conv})을 곱한 아래의 식으로부터 계산한다.

$$W_{\text{e,st}} = W_{\text{st}} \cdot \eta_{\text{mech}} \cdot \eta_{\text{egen}} \cdot \eta_{\text{conv}}$$

2.3.4 펌프

펌프는 주어진 유량(V)과 승압(ΔP)의 곱과 각종 효율(η_p =펌프효율, η_{mech} =기계효율, η_{motor} =모터효율)을 고려하여 아래와 같이 구한다. 펌프의 출구온도의 변화는 송출 유체가 액체인 관계로 중요하지 않다.

$$W_{pump} = V \cdot \Delta P / (\eta_p \cdot \eta_{mech} \cdot \eta_{motor})$$

2.4 기타 MBOP

2.4.1 연소기

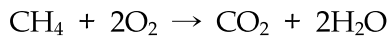
시스템의 성능평가를 위하여 요구되는 연소기의 중요한 요소 기술은 연소가스의 조성 and 연소기 출구온도의 계산이다. 연소가스의 조성은 완전연소를 가정하여 물질 보존으로부터 출구온도는 엔탈피 보존으로부터 아래와 같은 순서로 계산한다. 즉, 연료와 산화제에 의한 혼합물의 평균온도($H_{mixture}$ 로부터 산출)를 계산하고, 이 온도에서 반응이 전부 진행된다고 가정하여 연소가스의 조성 and 연소 엔탈피(HC_{fuel})를 산출한다. 그리고 연소 엔탈피는 연소가스의 현 열 상승 분과 같으므로 최종 연소가스의 출구온도가 이로부터 결정된다.

$$H_{fuel} + H_{air} \rightarrow H_{mixture}$$

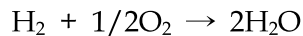
$$Mixture \rightarrow Combustion\ gas$$

$$HC_{fuel} = \Delta H_{gas}$$

여기에서 연소 엔탈피는 반응과 생성 물질들의 비열, 생성 엔탈피로부터 수식화가 가능하다. 예를 들면 아래와 같다.



$$HC_{CH_4} = -806,495.66 + 15.888T - 8.492 \times 10^{-3}T^2 - 4.091 \times 10^{-6}T^3 + 2.166 \times 10^{-9}T^4$$



$$HC_{H_2} = -238,965.346 - 9.6036T - 1.8803 \times 10^{-3}T^2 + 3.3749 \times 10^{-6}T^3 - 8.4497 \times 10^{-10}T^4$$

상기의 계산에서 완전연소라는 가정이 논란의 대상이 될 수 있으나 저분자량 탄화수소계 기체연료와 과잉된 산화제(공기)를 사용하는 연료전지시스템의 경우에는 무리가 없을 듯하다.

2.4.2 열교환기

시스템의 성능평가를 위해 열교환기에서 결정되어야 할 요소는 각 열매 출구온도의 계산이다. 열교환기에서는 최대 수열 가능한 열량($T_{h,i}-T_{c,i}$)에 대한 실제 수열량($T_{c,o}-T_{c,i}$)의 비율을 나타내기 위하여 아래와 같은 온도효율($\eta(T)$)이 사용된다.

$$\eta(T) = \frac{(T_{c,o} - T_{c,i})}{(T_{h,i} - T_{c,i})}$$

여기에서 $T_{h,i}$ =고온측 입구온도, $T_{c,o}$ =저온측 출구온도, $T_{c,i}$ =저온측 입구온도이다. 즉 $T_{c,o}$ 는 $T_{h,i}$ 이상으로 될 수 없다. 온도 효율은 시스템의 설계자가 정하며 온도 효율이 증가할수록 열교환기의 외형과 전열면적은 커지게 된다. 따라서 온도효율은 주어지며 이로부터 에너지보존의 아래 식과 각 물질들의 비열 식으로부터 고온 및 저온 유체의 출구온도가 계산된다.

$$\Delta H_h = \Delta H_c$$

2.4.3 혼합기 및 분배기

시스템의 배관에는 관이 합해지거나 나누어지는 부분이 존재하며 이것으로 인한 각 지관에서의 열·물질에 대한 계산이 요구된다. 이젝터와 같은 합지관인 혼합기는 반응이 없다는 전제하에 물질 보존과 에너지 보존으로부터 혼합 후의 온도를 계산하는 것이 중요하다. 혼합기 출구온도 계산은 아래와 같다.

$$H_{in1} + H_{in2} \rightarrow H_{mixture}$$

여기에서 H_{in1} =분지관1에서의 엔탈피, H_{in2} =분지관2에서의 엔탈피, $H_{mixture}$ =합지관에서의 엔탈피이다.

분지관인 분배기는 온도변화는 없지만 분지의 상태에 따라 유량이 변하게 된다. 분지관에서의 유량은 밸브 등으로 제어되는 조건이므로 분지율에 따라 각 지관의 유량을 계산하면 된다.

2.4.4 증기발생기(에코노마이저)

에코노마이저는 시스템에서 발생하는 폐열을 이용하여 과열·포화 증기를 만드는 장치로 주어진 고열원의 입·출구온도로부터 증기 발생량이 다음과 같이 계산된다.

$$\Delta H_{gas} = m_f \cdot (\Delta h_f + \Delta h_{fg} + \Delta h_g)$$

여기에서 ΔH_{gas} =고열원(연소가스)의 엔탈피 변화, m_f =물의 질량유량(증기 발생량), Δh_f =과냉-포화 액의 엔탈피 변화, Δh_{fg} =증발잠열, Δh_g =포화-과열 증기의 엔탈피 변화이다.



제 3 장 선박 전원용 연료전지시스템 성능 평가 방법

시스템 시뮬레이션을 위한 구성 장치별 계산 모델은 제2장의 요소기술에 따라 Matlab과 그래픽 사용자 인터페이스(Graphical User Interface)인 Simulink를 이용하여 코드화하였다. 다양한 연료전지 시스템의 구성은 Simulink 상에서 관련된 모델 블록들의 입·출력을 서로 연결하는 것으로 완료된다.

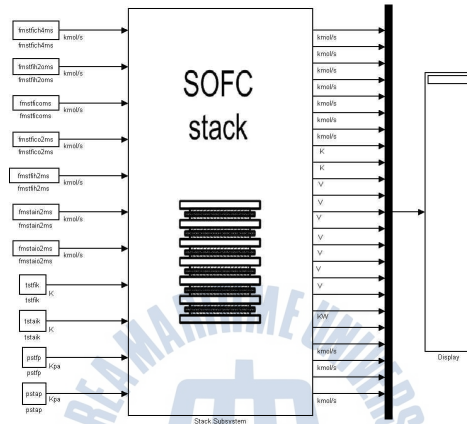


Fig. 3.1 연료전지 스택 모델

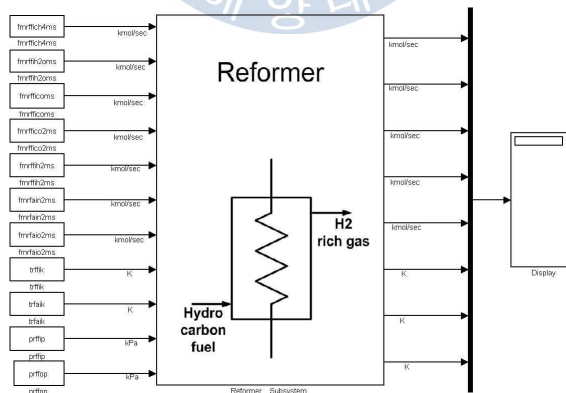


Fig. 3.2 개질기 모델

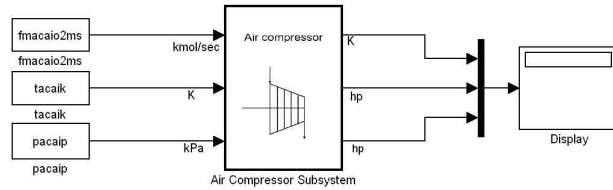


Fig. 3.3 압축기 모델

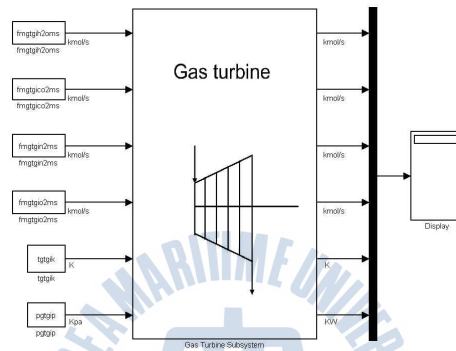


Fig. 3.4 가스터빈 모델

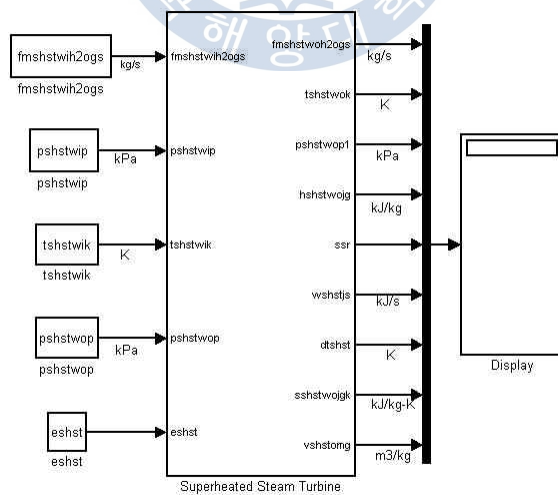


Fig. 3.5 증기터빈 모델

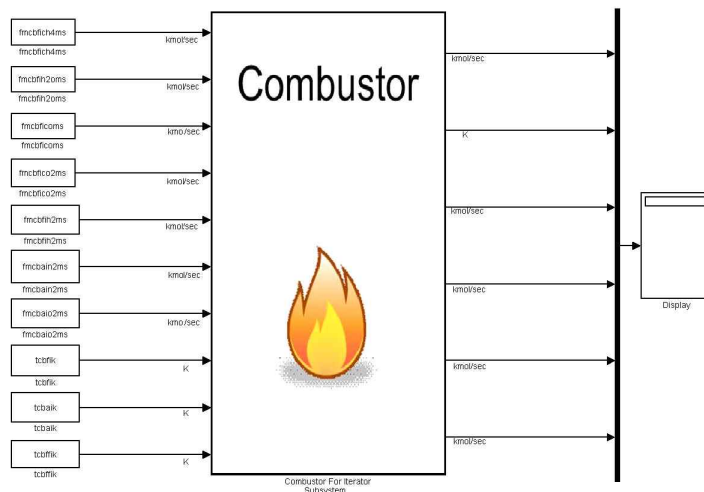


Fig. 3.6 연소기 모델

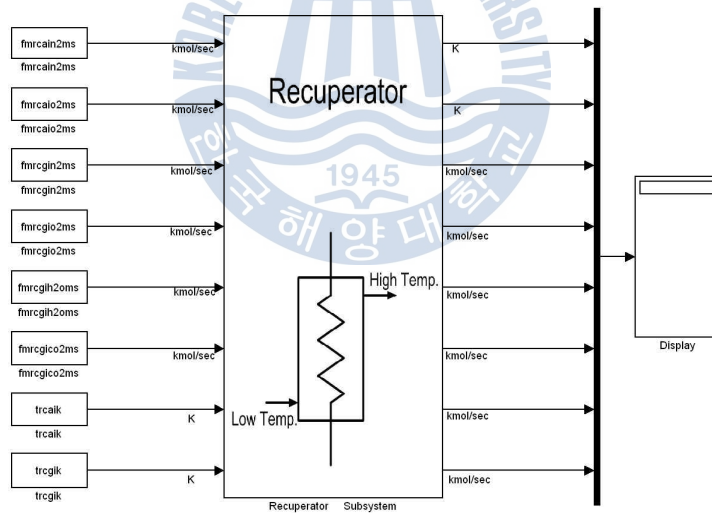


Fig. 3.7 열교환기 모델

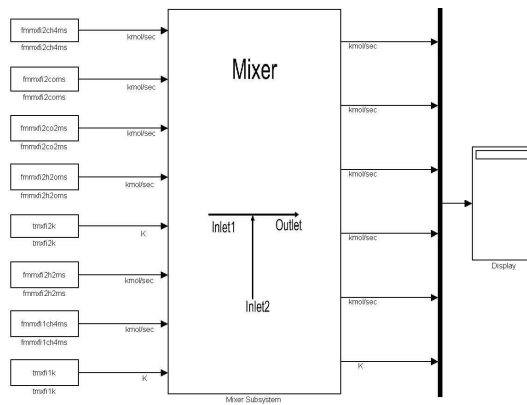


Fig. 3.8 혼합기 모델

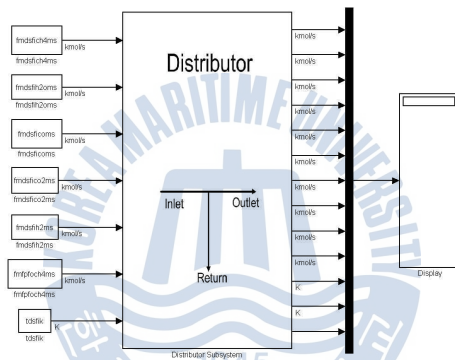


Fig. 3.9 분배기 모델

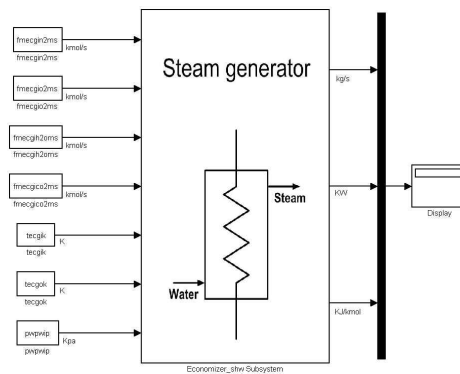


Fig. 3.10 증기 발생기 모델

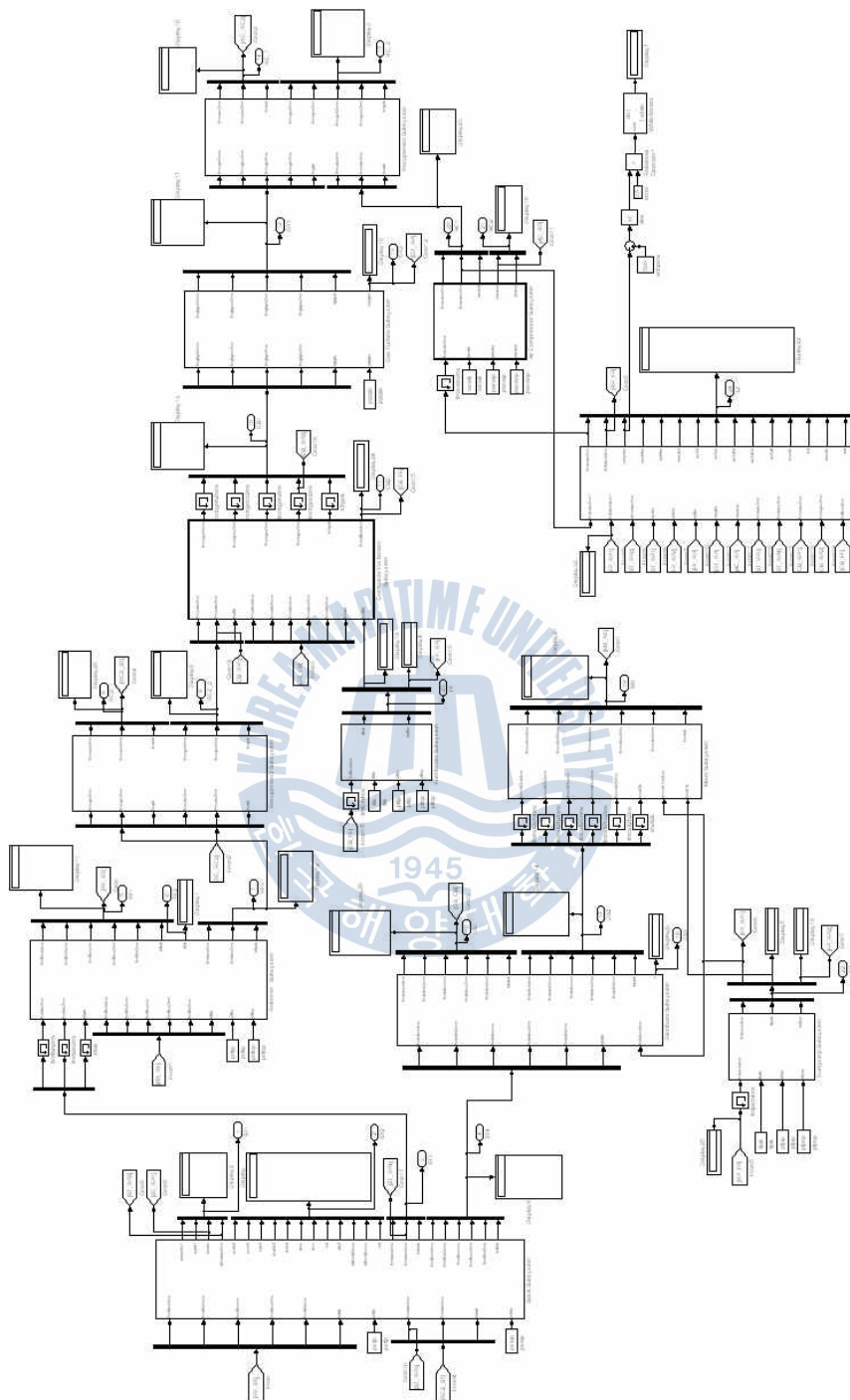


Fig. 3.11 시스템 모델 (SOFC/GT 무냉각 시스템)

제 4 장 선박 전원용 연료전지시스템 성능 평가

본 장에서는 1.2에서 언급한 바와 같이 변동하는 선박전원부하의 특성에 대응하는 SOFC 단독시스템과 SOFC 하이브리드시스템의 가능성과 성능 특성을 2장과 3장에서 기술한 요소 기술을 활용, 코드화하여 평가하고 있다. 4.1은 메탄을 연료한 외부 개질형 SOFC 단독시스템에 대하여 4.2는 다양한 외부 개질형 SOFC 하이브리드시스템 그리고 4.3은 내부 개질형에 대하여 기술하고 있으며 4.4는 이들의 성능을 종합적으로 비교하여 설명하고 있다.

4.1 외부 개질형 SOFC 시스템

4.1.1 공기에열기 온도효율 일정 조건

4.1.1.1 시스템 구성

Fig. 4.1은 SOFC 단독시스템의 구성도이다. 대형선박에서는 동력장치의 효율이 중요한 설계 변수가 되므로 작동온도는 높지만 고효율인 고체산화물형 연료전지(Solid Oxide Fuel Cell, SOFC)를 동력발생장치로 채용하고 NG를 수소 제조용 연료로 하였다. 개질방식으로는 시스템의 효율과 수증기 재활용의 견지에서 수증기 개질방식으로 하였다. 또한 연료개질은 셀 내의 불균일한 온도분포 형성에 따른 열적피로와 충격을 완화하고 탄소생성의 위험성을 경감하기 위하여 내부 개질의 여러 장점에도 불구하고 외부 개질방식을 채택하였으며 CO가 연료로 사용가능하므로 별도의 전이반응기는 설치하지 않았다.

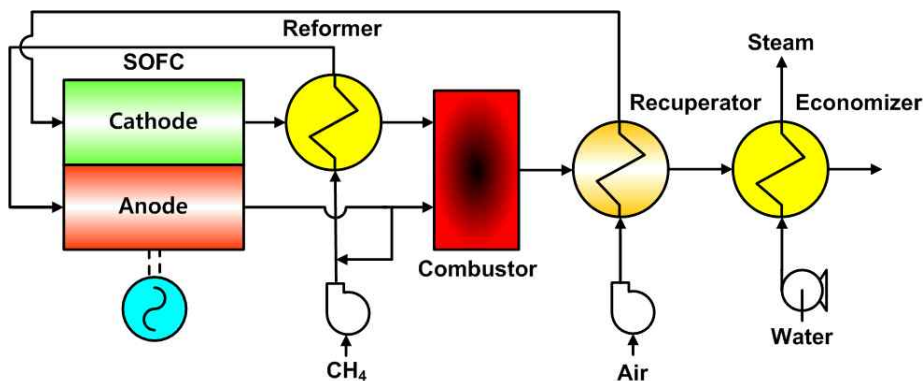


Fig. 4.1 외부 개질형 SOFC 단독시스템

공간 확보가 어려운 선박의 특수성을 고려하여 개질용 수증기는 스택 연료극(애노드) 출구가스에 포함된 수증기를 재순환하여 사용하였으며 다량의 물을 저장해 둘 공간이 필요 없고 또한 별도의 증발 및 수 처리 장치도 요구되지 않는다. 수증기 개질반응은 흡열반응이며 고온에서 연료의 개질률이 높기 때문에 개질기를 스택 공기극(캐소드) 출구에 설치하여 높은 온도의 스택 폐열을 활용함과 아울러 연소기에서 내구성을 초과하는 온도영역이 형성되지 않도록 하였다. 안전이 우선시되는 선박용 시스템의 요구에 따라 셀 내의 불균일한 온도분포 형성에 따른 열적피로와 충격을 완화하기 위하여 스택에 공급되는 연료와 공기 온도를 스택 작동온도의 200 K 이내[14]로 하고 열교환기 등 부속 장치들은 재료의 열 내구성을 고려하여 1223 K를 한계 최대온도로 하였다[15-16]. 아울러 스택 작동온도는 최대 1273 K로 하였다. 저장탱크로부터 송출된 메탄가스는 스택 연료극 재순환 가스와 혼합되어 개질기로 보내어진다. 수소는 개질기에서 메탄과 수증기가 반응하여 생성되며 개질된 가스에는 수소 이외에도 일산화탄소, 이산화탄소, 수증기 및 미개질된 소량의 메탄도 포함되어 있다. 고농도의 수소가스가 포함된 개질 가스는 셀의 연료극으로 공급된다. 공기는 전기화학반응용 산소의 공급과 셀 냉각용으로 사용되며 송풍기와 예열기를 거쳐 셀의 공기극으로 보내어진다. 셀의 연료극에서 수소와 일산화탄소는 공기극과 전해질 층을 거쳐 온 산소이온과 전기화학 반응하며 수증기와 이산화탄소를 생성하고 전자를 방출한다. 스택에 공급된 잉여의 공기는 반응의 비가역과정에 의하여 발생한 열을 흡수하여 방출되며 이 폐열은 개질기의 열원으로 재활용된다. 스택 연료극 출구 가스는 미반응의 수소 및 일산화탄소 그리고 소량의 메탄이 포함되어 있으며 연소기에서 공기극의 토출 공기와 함께 연소된다. 연소기 출구의 고온 가스는 공기 예열용 열원으로 그리고 에코노마이저에서 증기발생용 열에너지로 회수된다.

본 시스템 성능해석에 사용한 조건들은 Table 4.1과 같으며 시뮬레이션 계산에 사용된 시스템의 모델링 방법은 2, 3장에서 기술한 바와 같다. 4.1.1에서는 본 시뮬레이션 모델을 사용하여 셀의 작동온도와 전류밀도, 개질기의 수증기/탄소비(Steam/Carbon ratio, S/C), 예열기의 온도효율, 셀의 수소연료이용률이 시스템의 성능과 안전성에 미치는 영향을 조사하여 시스템의 특성을 분석하였다.

Table 4.1 계산 조건

Electrical output (kW)	3000
Anode thickness (μm)	200
Cathode thickness (μm)	2000
Electrolyte thickness (μm)	20
Limiting current density (A/m^2)	9000
Inverter efficiency (%)	95
Reformer temperature effectiveness (%)	10
Economizer gas outlet temperature (K)	473.15
Steaming pressure (kPa)	700
Air blower adiabatic efficiency (%)	75
Air blower mechanical efficiency (%)	90
Air blower motor efficiency (%)	95
Fuel feeder adiabatic efficiency (%)	75
Fuel feeder mechanical efficiency (%)	90
Fuel feeder motor efficiency (%)	95
Reformer pressure drop(air side) (%)	4
Reformer pressure drop(fuel side) (%)	2
Stack pressure drop(air side) (%)	6
Stack pressure drop(fuel side) (%)	6
Recuperator pressure drop(air side) (%)	4
Recuperator pressure drop(gas side) (%)	2
Combustor pressure drop(air side) (%)	2
Combustor pressure drop(fuel side) (%)	6
Mixer pressure drop (%)	2
Economizer pressure drop(gas side) (%)	2
Ambient temperature (K)	298.15
Ambient pressure (kPa)	101

4.1.1.2 스택 작동온도의 영향

Fig. 4.2-(a), (b), (c)는 전류밀도=3000 A/m^2 , S/C=3, 예열기 온도효율=0.85, 수소연료 이용률=80%인 경우 시스템 특성에 대한 스택 작동온도의 영향을 나타낸 것으로 Fig. 4.2-(a)는 셀의 유기전압과 공급공기의 산소이용률을, Fig. 4.2- (b)는 시스템의 효율과 출력량 그리고 Fig. 4.2-(c)는 각부의 온도변화를 나타낸 것이다. 여기에서 공급공기의 산소이용률이란 공급된 공기의 총 산소량에 대한 스택의 전기화학반응에 사용된 산소량의 비를 말하며 전기적 효율은 메탄 저위발열량 기준으로 정의되며 총 효율은 에코노마이저에서 회수된 열에너지와 급수펌프의 동력을 출력 및 소요 동력으로 포함시켜 정의하였다.

Fig. 4.2-(a)로부터 작동온도가 높아짐에 따라 셀 유기전압과 산소이용률이 커짐을 알 수 있다. 유기전압의 증가는 작동온도 상승에 따른 가역 개회로전압의 감소에도 불구하고 활성화 과전압이 작아지는 효과가 크게 작용하기 때문이다.

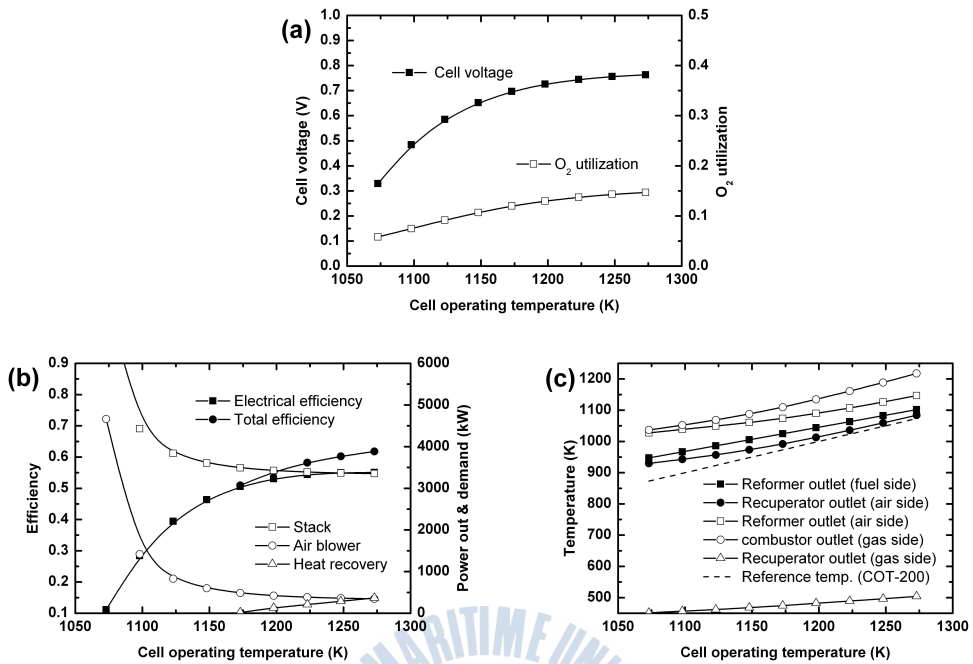


Fig. 4.2 스택 작동온도의 영향

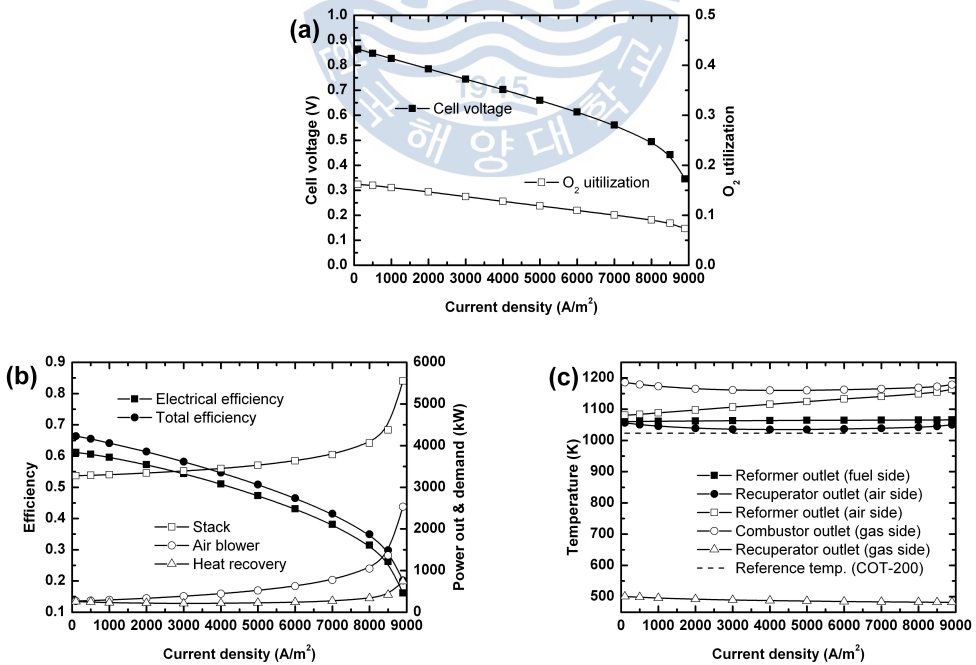


Fig. 4.3 전류밀도의 영향

또한 산소이용률이 증가하는 것은 활성화 과전압의 감소 즉 전기화학반응의 저항(비가역성)이 줄어들어 셀에서 발생하는 열량이 감소하는 것과 스택 작동 온도에 대한 공급 공기온도의 차가 커져 냉각작용이 증대되는 효과가 겹쳐 스택에서 소요되는 공기량이 줄어들기 때문이다. 이것은 Fig. 4.2-(b), (c)의 공기량에 따른 블로워 소요 동력의 감소와 예열기 공기 출구온도의 변화로부터 확인할 수 있다.

Fig. 4.2-(b)에서 시스템의 전기적 효율은 작동온도의 증가와 함께 높아지는데 이것은 셀 유기전압의 증대와 블로워 소요 동력의 감소 때문이다. 총 효율도 같은 경향을 보이며 작동온도 1170 K이하의 온도영역에서는 스팀 발생을 위한 열적 에너지의 회수가 불가능하게 됨도 알 수 있다. Fig. 4.2-(b)에서 셀 작동온도 1223 K에서 전기적 효율은 54%, 총 효율은 58% 정도이다.

Fig. 4.2-(c)는 시스템 각 부의 온도가 작동온도의 상승과 더불어 증가함을 보여주며 또한 스택 연료와 공기의 입구온도가 스택 공급유체 최저온도 한계선(작동온도-200 K)를 하회하여 안전성에 문제를 초래하는 경우가 본 계산범위 내에서는 발생하지 않음을 시사한다. 아울러 각 장치의 재료 열 내구성을 초과하는 온도영역 또한 나타나지 않는다.

4.1.1.3 전류밀도의 영향

Fig. 4.3-(a), (b), (c)는 작동온도=1223 K, S/C=3, 예열기 온도효율=0.85, 수소연료 이용률=80%인 경우 시스템 성능특성에 대한 셀 전류밀도의 영향을 나타낸 것이다.

Fig. 4.3-(a)로부터 전류밀도가 높아짐에 따라 셀 유기전압과 산소이용률이 낮아짐을 알 수 있다. 전류밀도가 커진다는 것은 반응 단위면적당 반응량의 증가를 의미하므로 가역 개회로전압에는 큰 변화가 없지만 과전압이 증가하여 유기전압의 감소를 초래한다. 유기전압의 감소와 함께 셀의 산소이용률이 저하하는 것은 과전압의 증가로 셀의 발열량이 늘어나 셀 냉각을 위한 공기량의 증대가 요구되기 때문이다. Fig. 4.3-(b)에서 늘어나는 공기량에 따른 블로워 소요 동력의 증가를 확인할 수 있다.

Fig. 4.3-(b)는 전류밀도가 높아짐에 따라 유기전압이 감소하고 블로워 소요 동력은 증가하는 이유로 전기적 효율 및 총 효율이 감소하는 경향을 보여준다. 그리고 에코노마이저의 열에너지 회수는 전 계산범위 내에서 가능함을

알 수 있다.

Fig. 4.3-(c)는 시스템의 각 부 온도가 스택 공급유체 최저온도한계 및 재료의 열 내구성 한계를 초과하는 경우가 발생하지 않고 있음을 보여준다.

4.1.1.4 S/C의 영향

Fig. 4.4-(a), (b), (c)는 작동온도=1223 K, 전류밀도=3000 A/m², 예열기 온도효율=0.85, 수소연료 이용률=80%인 경우 시스템 성능특성에 대한 S/C의 영향을 나타낸 것이다.

Fig. 4.4-(a)로부터 S/C가 높아짐에 따라 셀 유기전압은 약간 저하되나 반면 산소이용률은 약간 증가됨을 알 수 있다. S/C의 증가는 스택 연료극 출가스의 재순환율이 증가한다는 것을 의미하므로 셀 연료극 가스조성에서 수증기, 이산화탄소의 비율이 늘어나 셀 전기화학반응의 네른스트 손실이 증가하여 유기전압이 감소하게 된다. 그러나 산소이용률이 유기전압의 감소에도 불구하고 약간 증가하는 것은 S/C 증가→재순환율 증가→연소기 연료공급 감소→연소기 출구온도(예열기 가스 입구온도) 감소→스택 공급 공기온도 감소→냉각효과 증가→공기극 공기량 감소로 이어지는 효과가 상쇄 작용을 하기 때문이다. 그러나 S/C가 유기전압과 효율에 미치는 영향은 아주 작다는 것을 Fig. 4.4-(a), (b)는 보여준다.

Fig. 4.4-(c)는 S/C=2.2 이하의 영역에서 스택 연료 공급온도가 스택 공급유체 최저온도 한계선을 하회하게 됨을 보여주며 이는 스택의 안전운전을 위하여 제한되어야 한다.

4.1.1.5 예열기 온도효율의 영향

Fig. 4.5-(a), (b), (c)는 작동온도=1223 K, S/C=3, 전류밀도=3000 A/m², 수소연료 이용률=80%인 경우 시스템 성능특성에 대한 예열기 온도효율의 영향을 나타낸 것이다.

Fig. 4.5-(a)로부터 예열기 온도효율은 셀 유기전압과는 무관하나 산소이용률은 온도효율의 증대에 따라 크게 낮아짐을 알 수 있다. 산소이용률의 큰 변화는 예열기 온도효율의 감소에 따라 스택의 공급 공기온도가 낮아지면서 소요 공기량이 줄어들기 때문이다. 그러나 Fig. 4.5-(c)에서와 같이 온도효율 0.83 이하의 영역에서는 공급온도가 스택 공급유체 최저온도한계선을 크게

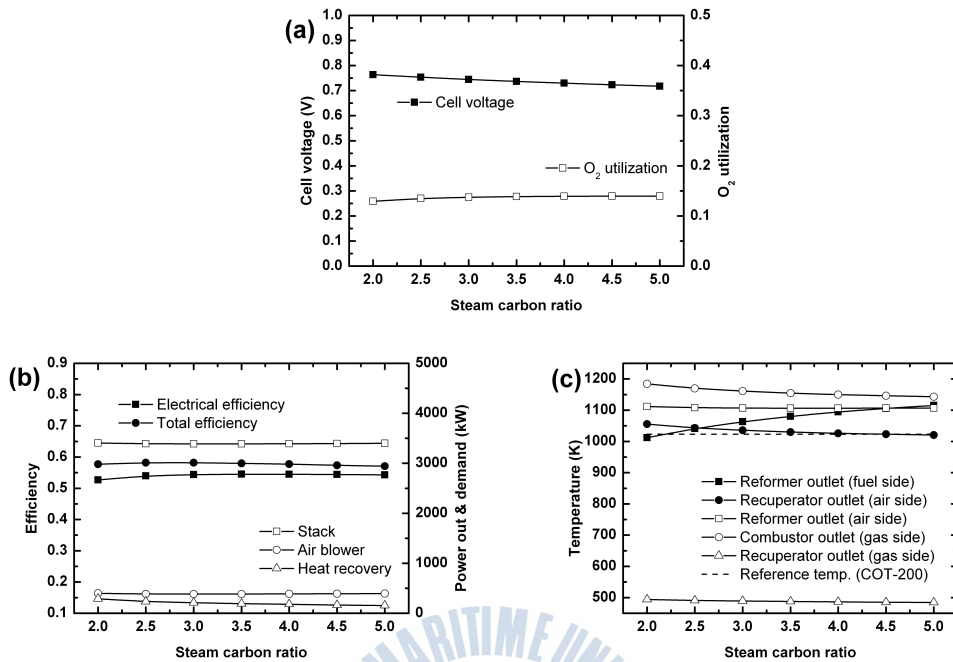


Fig. 4.4 S/C의 영향

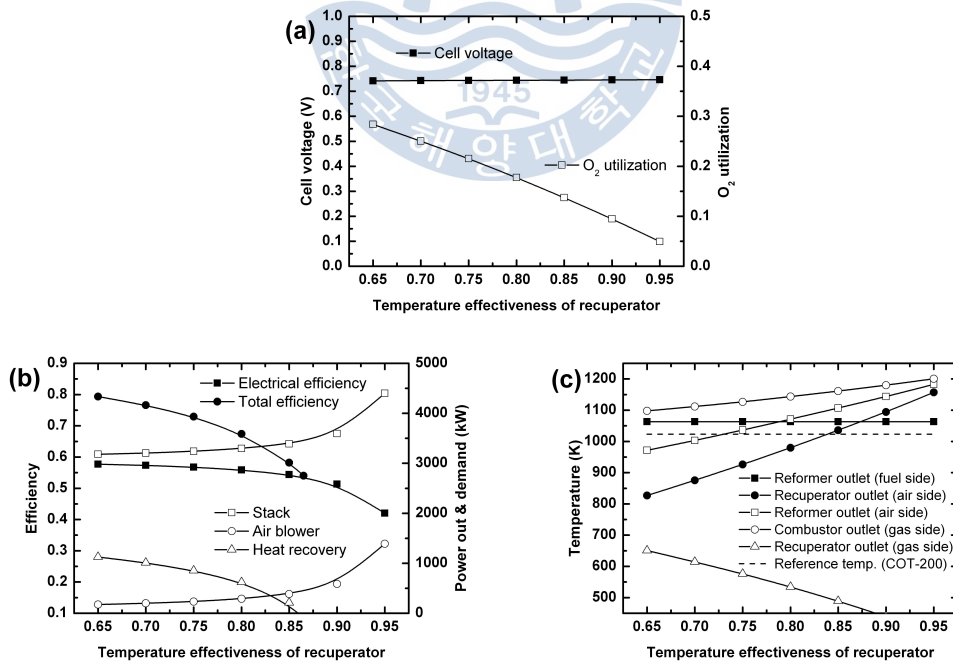


Fig. 4.5 예열기 온도효율의 영향

하회하므로 안전운전에 큰 위험임을 알 수 있다. 아울러 Fig. 4.5-(b)의 온도효율 0.87 이상의 영역에서 전기적 효율의 감소가 커지게 되므로 안전성과 효율을 동시에 고려한다면 온도효율은 0.85 부근에서 운전되어야 하는 것이 바람직하다. 낮은 예열기 온도효율 영역에서는 예열기 가스 출구온도 즉, 예코노마이저 가스 입구온도가 높아 증기발생량과 총 효율이 커지지만 온도효율의 증가와 함께 점차 그 값은 감소하여 온도효율 0.87 이상에서는 열에너지의 회수가 어렵게 된다.

4.1.1.6 수소연료 이용률의 영향

Fig. 4.6-(a), (b), (c)는 작동온도=1223 K, 전류밀도=3000 A/m², S/C=3, 예열기 온도효율=0.85인 경우 시스템 성능특성에 대한 셀 수소연료 이용률의 영향을 나타낸 것이다. Fig. 4.6-(a)로부터 셀의 수소이용률이 높아짐에 따라 유기전압은 감소하고 반면 산소이용률은 증가하고 있음을 볼 수 있다. 유기전압이 감소하는 것은 수소이용률의 증가에 따라 셀 출구측 수소농도가 감소하여 네른스트 손실이 증가하기 때문이다. 아울러 산소이용률이 유기전압의 감소에도 불구하고 증가하는 것은 수소연료이용률 증가→연소기 연료공급 감소→연소기 출구온도(예열기 가스 입구온도) 감소→스택 공급 공기온도 감소→냉각효과 증가→공기극 공기량 감소로 이어지는 효과가 더욱 크게 작용하기 때문이다. 그러나 수소연료이용률 0.86 이상의 영역에서는 스택 공급유체 최저온도한계선에 하회(참조 Fig. 4.6-(c))하므로 안전운전을 위하여 제한되어야 한다. Fig. 4.6-(b)는 수소연료이용률의 증가에 따른 유기전압의 감소에도 불구하고 전기적 효율이 오히려 증가하고 있음을 보여주는데 이것은 수소연료이용률이 증대됨에 따라 수소제조용 메탄의 공급량이 줄어드는 효과와 블로워 소요 동력이 감소하는 효과가 겹쳐서 나타나기 때문이다.

4.1.1.6 결과 정리

SOFC 단독시스템, 공기에열기 온도효율 일정한 경우에 대한 시스템 시뮬레이션의 방법으로 셀 작동온도와 전류밀도, 개질기 S/C, 예열기 온도효율, 셀 수소연료이용률이 시스템의 성능과 안전성에 미치는 영향을 검토하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 유기전압과 산소이용률은 시스템의 효율에 크게 영향을 주며 이 값이 크

면 클수록 효율은 증가하지만 과도한 산소이용률은 스택 공급유체 최저온도 한계의 제한을 받게 된다. 최대효율과 안전성을 고려한 산소이용률은 약 0.15 근방이다.

(2) 시스템의 효율은 셀의 작동온도가 낮을수록 전류밀도가 높을수록 크게 감소하지만 개질기 S/C에 의한 영향은 그다지 크지 않다.

(3) 예열기의 온도효율은 낮을수록 시스템의 효율이 증가하지만 스택 공급유체 최저온도한계의 제한을 받으므로 효율과 안전성을 고려한 온도효율의 결정이 필요하다.

(4) 셀의 수소연료이용률은 높을수록 시스템의 효율이 증가하지만 스택 공급유체 최저온도한계의 제한을 받으므로 효율과 안전성을 고려한 수소연료이용률의 결정이 필요하다.

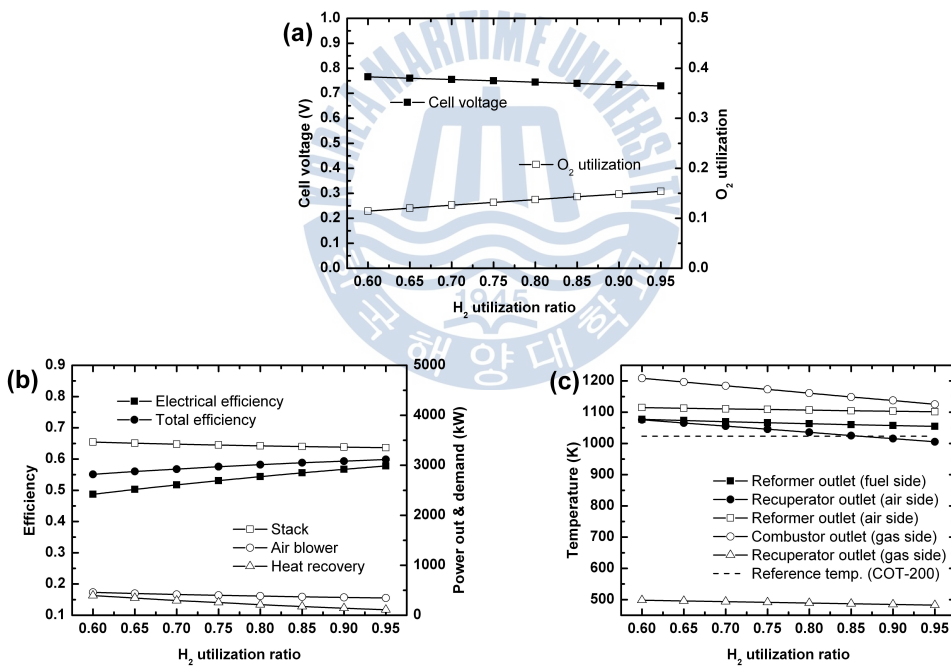


Fig. 4.6 수소연료 이용률의 영향

4.1.2 스택 공기극 온도 일정 조건

4.1.2.1 시스템 구성

공기에열기 온도효율 일정조건인 4.1.1의 결과로부터 시스템의 효율과 안전성은 스택 공기극 공기의 유량과 온도에 영향을 크게 받음을 알게 되었다. 4.1.2는 공기에열기의 온도효율이 변동하여 공기에열기 공기 출구온도 즉, 스택 공기극 온도를 일정히 유지토록 하였을 경우에 대한 성능 평가 결과이다. 이에 따라 냉각을 위한 공기 유량도 조절되므로 블로워 소요 동력에 변화가 수반되며 효율에도 영향을 미친다. 시스템의 구성은 4.1.1과 같으며 스택 공급유체 최저온도한계 및 재료의 열 내구성 한계를 초과하여 스택의 안전운전을 위한 제한 영역이 생기지 않도록 공기극 입구온도를 스택 작동온도-200 K로 하였다. 스택 공기극 온도 일정 조건은 실제 공기에열기 출구공기와 입구공기의 적당한 혼합(3-way 밸브)으로 달성할 수 있다. 4.1.2에서는 본 시뮬레이션 모델을 사용하여 셀의 작동온도와 전류밀도가 시스템의 성능과 안전성에 미치는 영향을 조사하고 공기에열기 온도효율 일정한 결과와 비교함으로써 본 시스템의 특성을 분석하였다.

4.1.2.2 작동온도의 영향

Fig. 4.7-(a), (b), (c)는 전류밀도=3000 A/m², S/C=3, 수소연료 이용률=80%인 경우 시스템 특성에 대한 스택 작동온도의 영향을 나타낸 것이다. 각 그림에서는 공기극 입구온도 일정(COT-200 K)의 조건에 대한 결과를 실선으로 표시하여 점선의 공기에열기 온도효율(TEEC=0.85) 일정 조건과 비교하고 있다.

Fig. 4.7-(a)로부터 작동온도가 높아짐에 따라 셀 유기전압과 산소이용률이 커짐을 알 수 있으며 이는 공기에열기 온도효율 일정한 경우와 동일하다. 그러나 점선으로 나타낸 공기에열기 온도효율 일정 조건과 비교하여 보았을 때 셀 유기전압에는 값의 차이가 없지만 산소이용률에서 공기극 공기온도 일정한 경우가 다소 크게 나타난다. 이것은 스택 작동온도에 대한 공급 공기온도의 차가 커져 즉, 공기극 온도가 공기에열기 온도효율 일정 조건보다 낮아서 냉각작용이 증대하므로 스택에서 소요되는 공기량(산소량)이 줄어들기 때문이다. 이것은 Fig. 4.7-(b), (c)의 공기량에 따른 블로워 소요 동력의 감소와 예열기 공기 출구온도의 변화로부터 확인할 수 있다.

Fig. 4.7-(b)에서 시스템의 효율에 대한 경향은 공기에열기 온도효율 일정의 조건과 동일하나 전기적 효율의 값에 있어서 공기극 공기온도 일정의 조건이 다소 크게 나타난다. 이것은 공기극 공기온도 일정의 조건에서 블로워의 소요동력이 공기에열기 온도효율 일정 조건보다 감소하기 때문이다. 또한 공기극 공기온도 일정의 조건은 전 온도 범위에서 스팀을 발생시키므로 총효율도 높게 나타난다.

Fig. 4.7-(c)는 시스템 각 부의 온도가 작동온도의 상승과 더불어 증대됨을 또한 두 조건에 대한 공기극 공기온도의 차이를 보여준다. 점선은 공기에열기 온도효율 일정조건에서의 공기극 공기온도를 나타내며 실선의 값(공기극 공기온도 일정의 조건)과 비교하여 높게 나타남을 알 수 있다. 이 온도차가 블로워 소요 동력과 시스템 효율에 변화를 일으킨다. 아울러 그림은 공기극 공기온도 일정의 조건에서 공기에열기 온도효율 일정조건과는 달리 열적으로 시스템의 안전성 문제를 초래하지 않음을 나타낸다.

4.1.2.3 전류밀도의 영향

Fig. 4.8-(a), (b), (c)는 작동온도=1223 K, S/C=3, 수소연료 이용률=80%인 경우 시스템 성능특성에 대한 셀 전류밀도의 영향을 나타낸 것이다. 또한 점선의 값은 공기에열기 온도효율 일정(TERC=0.85) 조건의 값을 나타낸 것이다.

Fig. 4.8-(a)로부터도 최적의 공기온도를 유지하는 공기극 공기온도 일정의 조건에서 산소 이용률이 높게 나타남을 알 수 있다. 이것은 4.1.2.2에서 설명한 바와 같다.

Fig. 4.8-(b)는 위에서와 동일한 이유로 전기적 효율 및 총 효율이 증가하는 경향을, Fig. 4.8-(c)는 두 조건에 대한 공기극 공기온도의 차이를 분명히 보여준다.

4.1.2.3 결과 정리

4.1.2의 시뮬레이션 결과로부터 스택 공기극에 공급되는 공기를 최적의 온도로 일정히 유지시키는 것이 다소 온도 제어에 어려움이 있을지라도 시스템의 효율 및 안전성에 유리함을 알 수 있었다.

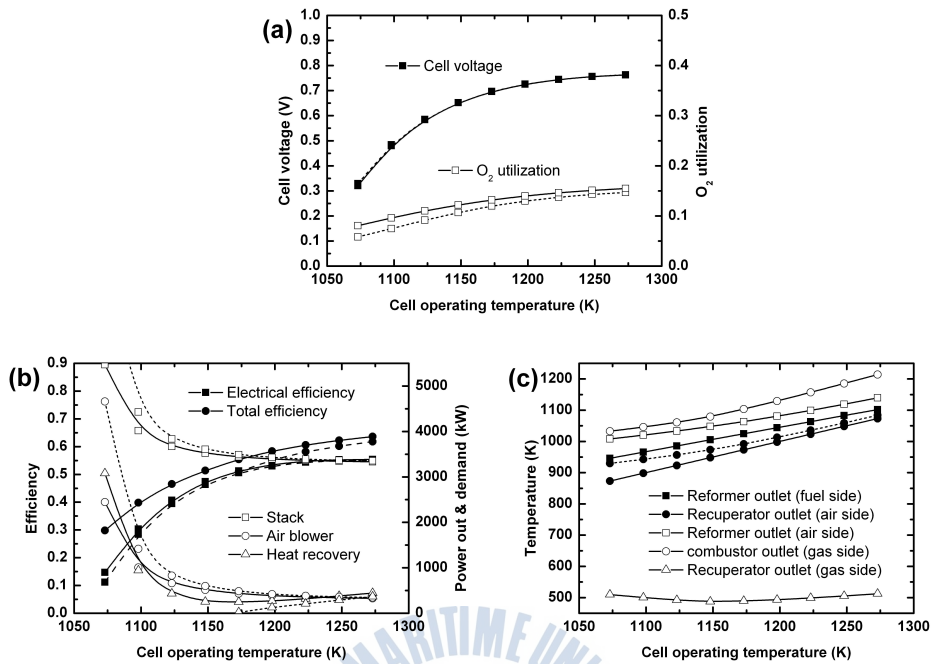


Fig. 4.7 스택 작동온도의 영향

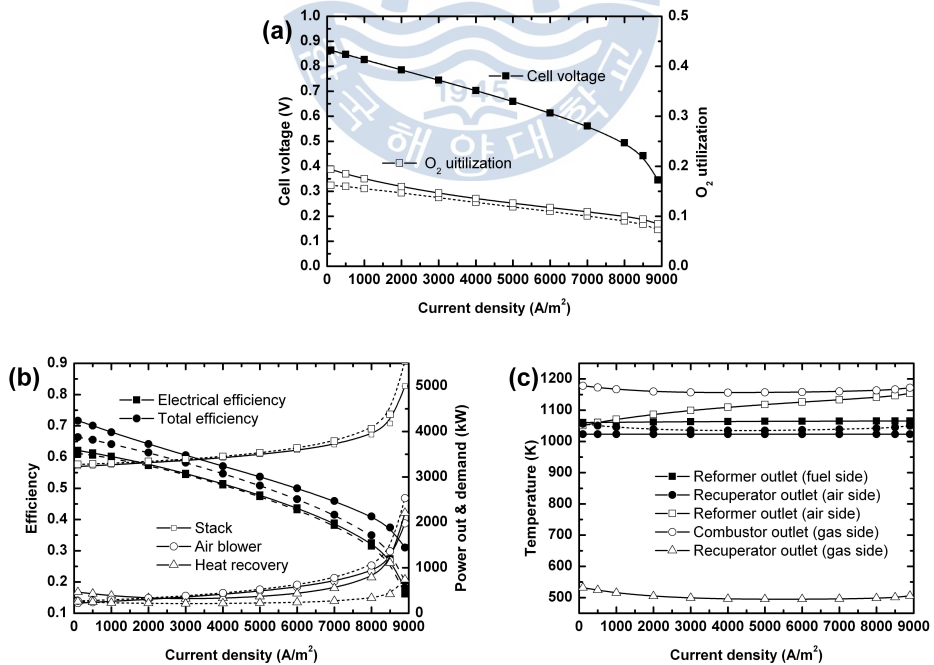


Fig. 4.8 전류밀도의 영향

4.2 외부 개질형 SOFC 하이브리드시스템

SOFC 하이브리드시스템의 구성에는 다양한 장치들의 채용이 가능하다. SOFC와 태양광 또는 SOFC와 풍력 등도 거론될 수 있지만 현시점의 선박에서 이용 가능하고 안전상의 문제를 야기하지 않으면서 연료전지와 함께 전원용 동력원으로 도입할 수 있는 장치로는 가스터빈, 증기터빈 정도이다. 이들 장치가 선박전원부하 특성에 부합하는 이유는 1.3 선박전원용 연료전지시스템에서 이미 기술한 바 있다. 다양한 SOFC 하이브리드시스템의 성능 특성을 검토하는 4.2은 SOFC/GT(가스터빈), SOFC/ST(증기터빈) 그리고 SOFC/GT/ST에 대하여 4.2.1, 2, 3에서 각각 기술하고 있다.

4.2.1 SOFC/GT 시스템

SOFC/GT 하이브리드시스템은 TIT(Turbine inlet temperature)의 고온화가 가능한 GT-유냉각 시스템과 GT-무냉각 시스템으로 나뉘며 GT-유냉각 시스템은 다시 TIT 일정의 조건과 공기극 공기온도 일정의 조건으로 나누어 각각 4.2.1.1, 2에서 기술하고 GT-유냉각 시스템은 4.2.1.3에서 설명한다. GT-유냉각 시스템과 GT-무냉각 시스템의 경계 TIT온도는 1173 K로 하였다.

4.2.1.1 TIT 일정 조건

4.2.1.1.1 시스템 구성

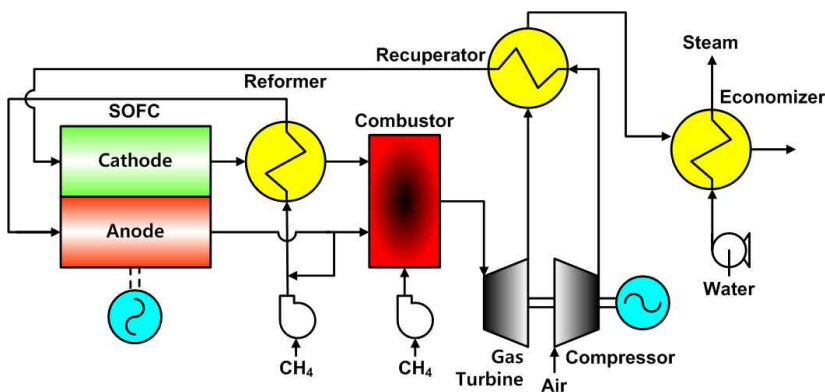


Fig. 4.9 외부 개질형 SOFC/GT 하이브리드시스템(GT-유냉각)

Fig. 4.9은 연료전지/가스터빈 하이브리드시스템 구성도이며, 연료전지는 고체산화물형(SOFC)이고 NG를 수소 제조용 연료로 하였다. 연료전지는 수소의 화학적 에너지를 유용한 전기적에너지로 변환하며 잉여 에너지를 열로 방출한다. 이 폐열 에너지를 활용하기 위하여 가스터빈을 복합하였다. 개질방식으로는 시스템의 효율과 수증기 재활용의 견지에서 수증기 개질방식으로 하였다. 또한 연료개질은 셀 내의 불균일한 온도분포 형성에 따른 열적피로와 충격을 완화하고 탄소생성의 위험성을 경감하기 위하여 내부 개질의 여러 장점에도 불구하고 외부 개질방식을 채택하였다. 개질용 수증기는 스택 연료극(애노드) 출구가스에 포함된 수증기를 재순환하여 사용하므로 다량의 물을 저장해 둘 필요가 없고 또한 별도의 증발 및 수처리 장치도 요구되지 않는다. 수증기개질반응은 흡열반응이며 고온에서 연료의 개질률이 높기 때문에 개질기를 스택 공기극(캐소드) 출구에 설치하여 높은 온도의 스택 폐열을 활용함과 아울러 내구성을 초과하는 온도영역이 형성되지 않도록 고려하였다. 연소기에 공급되는 별도의 메탄 라인은 소정의 TIT를 일정히 유지하기 위하여량이 조절되며 냉각방식을 채용한 가스터빈은 높은 TIT에도 대응한다. 셀 내의 불균일한 온도분포 형성에 따른 열적피로와 충격을 완화하기 위하여 스택에 공급되는 연료와 공기 온도를 스택 작동온도(COT)의 200 K 이내로 하고 열교환기 등 부속 장치들은 재료의 열내구성을 고려하여 1223 K를 한계 최대온도로 하였다. 아울러 스택 작동온도와 TIT는 스택과 가스터빈의 내열성을 감안하여 각각 최대 1273 K, 1575 K로 하였다. 저장탱크로부터 송출된 메탄가스는 스택 연료극 재순환 가스와 혼합되어 개질기로 보내어진다. 수소는 개질기에서 메탄과 수증기가 반응하여 생성되며 개질된 가스에는 수소 이외에도 일산화탄소, 이산화탄소, 수증기 및 미개질된 소량의 메탄도 포함되어 있다. 고농도의 수소가스가 포함된 개질가스는 셀의 연료극으로 공급된다. 공기는 전기화학반응용 및 셀 냉각용으로 사용되며 송풍기와 예열기를 거쳐 셀의 공기극으로 보내어진다. 셀의 연료극에서 수소와 일산화탄소는 공기극과 전해질 층을 거쳐 온 산소이온과 전기화학 반응하여 수증기와 이산화탄소를 생성하고 전자를 방출한다. 스택에 공급된 잉여의 공기는 반응의 비가역과정에 의하여 발생한 열을 흡수하여 토출되며 이 폐열은 개질기의 열원으로 재활용된다. 미반응의 수소 및 일산화탄소 그리고 소량의 메탄이 포함되어 있는 스택 연료극 출구가스는 연소기에서 공기극의 토출 공기와 함께 연소된

다. 연소기 출구가스온도 즉 TIT는 스택 연료극 출구가스 외에 별도의 연소 기용 메탄 공급으로 조절되며 고온고압의 연소 가스는 터빈으로 유입, 단열 팽창된다. 터빈에서 발생한 동력은 공기의 압축 및 발전에 사용되고 터빈 출구 가스는 대기로 방출되기에 앞서 공기 예열기 및 에코노마이저의 열원으로 재활용된다.

본 시스템 성능해석에 사용한 조건들은 Table 4.2와 같으며 시뮬레이션 계산에 사용된 시스템의 모델링 방법은 2, 3장에서 기술한 바와 같다.

4.2.1.1에서는 본 시뮬레이션 모델을 사용하여 셀의 작동온도와 전류밀도, 가스터빈 압력비, 예열기의 온도효율, TIT가 시스템의 성능과 안전성에 미치는 영향을 조사하여 시스템의 특성을 분석하였다.

Table 4.2 계산 조건

Electrical output (kW)	3000
Anode thickness (μm)	200
Cathode thickness (μm)	2000
Electrolyte thickness (μm)	20
H ₂ utilization ratio (%)	80
Limiting current density (A/m^2)	9000
Inverter efficiency (%)	95
Reformer temperature effectiveness (%)	10
Steam carbon ratio	3
Economizer gas outlet temperature (K)	473.15
Steaming pressure (kPa)	700
Air compressor adiabatic efficiency (%)	75
Turbine adiabatic efficiency (%)	0.82
Turbine mechanical efficiency (%)	0.93
Generator efficiency (%)	0.97
Converter efficiency (%)	0.95
Fuel feeder adiabatic efficiency (%)	75
Fuel feeder mechanical efficiency (%)	90
Fuel feeder motor efficiency (%)	95
Reformer pressure drop(air side) (%)	4
Reformer pressure drop(fuel side) (%)	2
Stack pressure drop(air side) (%)	6
Stack pressure drop(fuel side) (%)	6
Recuperator pressure drop(air side) (%)	4
Recuperator pressure drop(gas side) (%)	2
Combustor pressure drop(air side) (%)	2
Combustor pressure drop(fuel side) (%)	6
Turbine pressure drop (%)	80
Mixer pressure drop (%)	2
Economizer pressure drop(gas side) (%)	2
Ambient temperature (K)	298.15
Ambient pressure (kPa)	101

4.2.1.1.2 작동온도의 영향

Fig. 4.10-(a), (b), (c), (d)는 전류밀도=3000 A/m², 가스터빈 압력비=4, 예열기 온도효율=0.85, TIT=1448 K인 경우 시스템 특성에 대한 스택 작동온도의 영향을 나타낸 것으로 Fig. 4.10-(a)는 셀의 유기전압과 공급공기의 산소이용률을, Fig. 4.10-(b)는 시스템의 효율과 에코노마이저에서의 회수 열량, Fig. 4.10-(c)는 하이브리드시스템의 전기출력에 대한 스택 및 가스터빈의 부하 분담률을 그리고 Fig. 4.10-(d)는 각부의 온도변화를 나타낸 것이다. 여기에서 공급공기의 산소이용률이란 공급된 공기의 총 산소량에 대한 스택 및 연소기의 전기화학 및 연소 반응에 사용된 산소량의 비를 말하며 전기적 효율은 메탄 저위발열량 기준으로 정의되며 총 효율은 에코노마이저에서 회수된 열에너지와 급수펌프의 동력을 출력 및 소요 동력으로 포함시켜 정의하였다.

Fig. 4.10-(a)로부터 작동온도가 증가함에 따라 셀의 유기전압과 스택의 산소이용률은 높아지고 가스터빈의 산소이용률은 낮아짐을 알 수 있다. 유기전압의 증가는 작동온도 상승에 따른 가역 개회로전압의 감소에도 불구하고 활성화 과전압이 줄어드는 효과가 크게 작용하기 때문이다. 또한 스택의 산소이용률이 증가하는 것은 활성화 과전압의 감소 즉 전기화학반응의 저항(비가역성)이 줄어들어 셀에서 발생하는 열량이 감소하는 효과와 스택 작동온도에 대한 공급 공기온도의 차가 커져 냉각효과가 증대되는 이유로 스택에서 소요되는 공기량이 줄어드는 것과 스택의 부하 분담률이 증가하여 스택에 공급되는 연료량이 늘어나는 영향 때문이다. 이것은 Fig. 4.10-(c), (d)에서 부하 분담률, 공기압축기 소요동력, 예열기 공기 출구온도 즉 스택 공기 입구온도의 변화로부터 확인할 수 있다. 그리고 연소기의 산소이용률이 감소하는 것은 Fig. 4.10-(c)에서 나타나듯이 공기량의 감소(연소 가스량의 감소)로 가스터빈의 부하 분담률이 줄어들어 연소기에 공급되는 연료량이 작아지는 효과가 크게 작용하기 때문이다.

Fig. 4.10-(b)에서 시스템의 전기적 효율은 작동온도의 상승에 따라 증가하는데 이것은 셀 유기전압이 증대되고 공기압축기 소요 동력이 감소하는 효과와 더불어 평균적으로 효율이 높은 스택의 부하 분담률이 늘어나기 때문이다. 총 효율도 같은 경향을 보이나 작동온도에 대한 증가율은 에코노마이저에서의 열 회수량이 감소함에 따라 전기적 효율보다 줄어든다. 열 회수량이 감소하는 것은 에코노마이저의 거의 일정한 입구온도에도 불구하고 통과하는

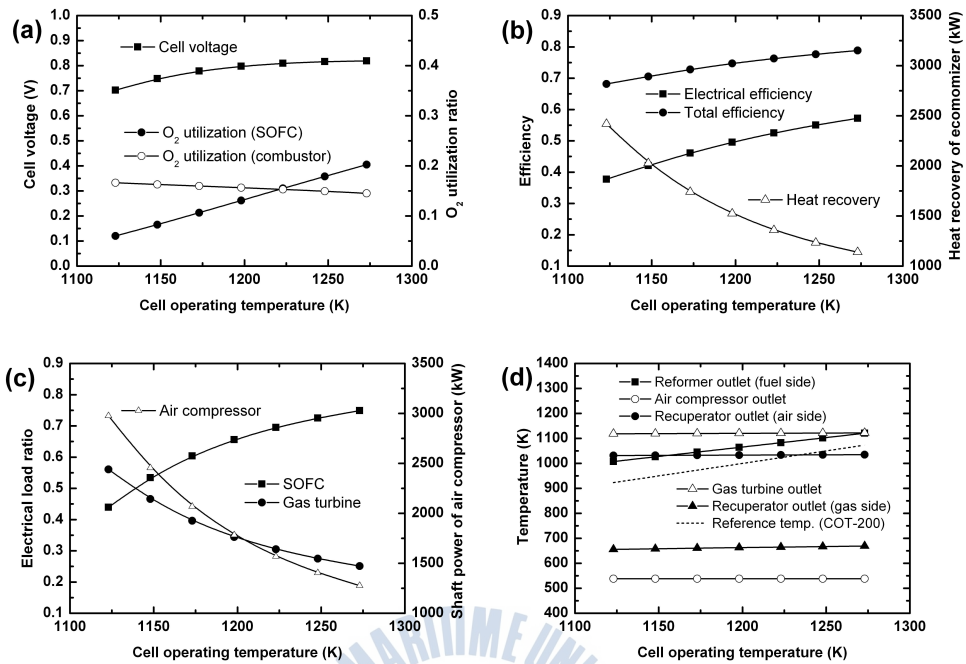


Fig. 4.10 작동온도의 영향

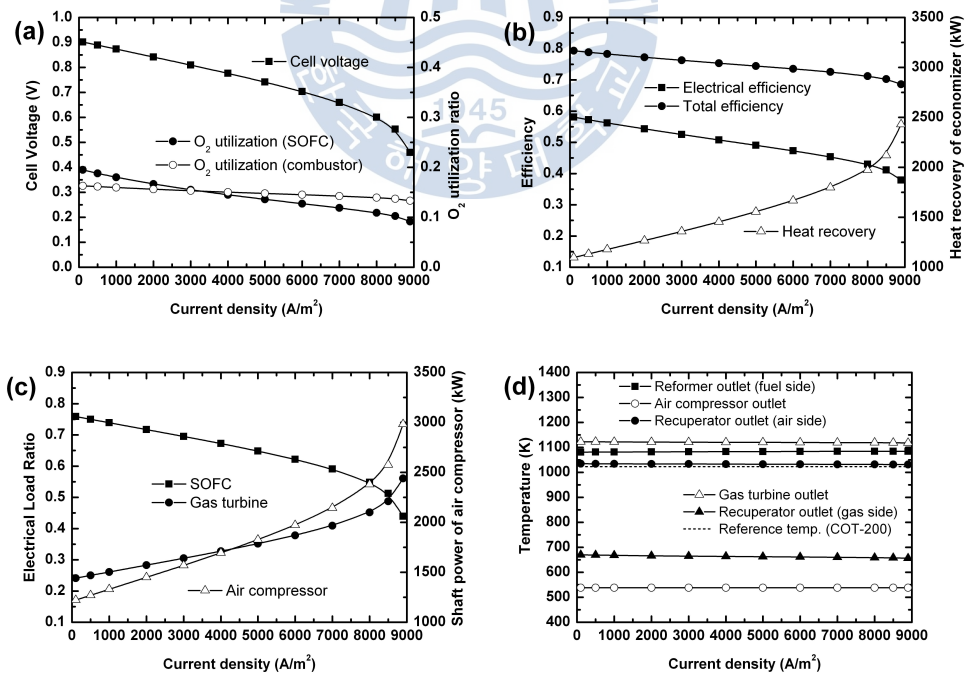


Fig. 4.11 전류밀도의 영향

가스량이 줄어들기 때문이다.

Fig. 4.10-(c)는 스택의 작동온도 증가에 따라 스택의 부하 분담률은 늘어나고 가스터빈의 부하 분담률은 줄어듦을 보여준다. 이것은 작동온도가 상승함에 따라 소요 공기량이 감소하여 가스터빈의 출력이 줄어드는 만큼 스택에서 그 출력을 더 분담하기 때문이다. 그리고 그림에서처럼 소요 공기량이 작동온도의 증가에 따라 감소하는 것은 Fig. 4.10-(a)에서 상술한 바와 같다.

Fig. 4.10-(d)는 개질가스 출구온도를 제외하고 각부의 온도는 거의 일정하며 작동온도 1235 K 이상의 영역에서 스택에 공급되는 공기의 입구온도가 스택 공급유체 최저온도 한계선(COT-200 K)를 하회하여 스택의 안전성에 문제를 초래할 수 있음을 보여준다.

4.2.1.1.3 전류밀도의 영향

Fig. 4.11-(a), (b), (c), (d)는 작동온도=1223 K, 가스터빈 압력비=4, 예열기 온도효율=0.85, TIT=1448 K인 경우 시스템 특성에 대한 셀 전류밀도의 영향을 나타낸 것이다.

Fig. 4.11-(a)로부터 전류밀도가 높아짐에 따라 셀 유기전압과 산소이용률이 낮아짐을 알 수 있다. 전류밀도가 커진다는 것은 반응 단위면적당 반응량의 증가를 의미하므로 가역 개회로전압에는 큰 변화가 없지만 과전압이 증가하여 유기전압의 감소를 초래한다. 유기전압의 감소와 함께 스택의 산소이용률이 저하하는 것은 과전압의 증가로 스택의 발열량이 늘어나 더 많은 냉각용 공기가 필요하게 되기 때문이다(참조 Fig. 4.11-(c))이다. 그러나 연소기의 산소이용률이 그다지 감소하지 않는 것은 소요 공기량이 증가함에 따라 TIT 일정을 위한 연료공급량도 늘어나기 때문이다.

Fig. 4.11-(b)는 전류밀도가 높아짐에 따라 유기전압이 줄어들며 공기압축기의 소요 동력이 늘어나고 아울러 평균적으로 효율이 낮은 가스터빈의 부하 분담률이 증가(참조 Fig. 4.11-(c))하는 이유로 전기적 효율 및 총 효율이 감소하게 됨을 보여준다. 그리고 에코노마이저를 통과하는 가스량의 증가로 열 회수량은 늘어나게 된다.

Fig. 4.11-(c)는 소요 공기량의 증가로 인한 가스터빈의 출력 상승과 부하 분담률의 증가를 설명하고 있다. Fig. 4.11-(d)는 계산범위 내에서 각 부의 온도는 거의 일정한 상태를 유지하며 스택 공급유체 최저온도한계와 재료의 열

내구성을 초과하는 경우가 발생하지 않음을 보여준다.

4.2.1.1.4 압력비의 영향

Fig. 4.12-(a), (b), (c), (d)는 작동온도=1223 K, 전류밀도=3000 A/m², 예열기 온도효율=0.85, TIT=1448 K인 경우 시스템 특성에 대한 가스터빈 압력비의 영향을 나타낸 것이다.

Fig. 4.12-(a)로부터 압력비가 높아짐에 따라 셀 유기전압과 스택의 산소이용률이 증가함을 알 수 있다. 유기전압의 증가는 전술한 바와 같이 네른스트 및 활성화 과전압의 손실이 압력비의 증가와 함께 감소하기 때문이다. 또한 스택의 산소이용률이 커지는 것은 유기전압의 증가와 함께 스택에서 발생하는 열량이 감소하고 스택 작동온도에 대한 공급 공기온도의 차가 커져 냉각 효과가 증대되는 이유(참조 Fig. 4.12-(c), (d))로 스택의 소요 공기량이 줄어들기 때문이다.

Fig. 4.12-(b)에서 시스템의 전기적 효율 및 총 효율은 낮은 압력비 영역에서 크게 증가하지만 압력비=3.0 이상의 영역이 되면 거의 일정하거나 완만한 상승곡선을 그리게 된다. 이것은 압력비 증가에 따라 소요 공기량의 감소에도 불구하고 압축기의 소요 동력이 크게 증가(참조 Fig. 4.12-(c))하는 영향을 받기 때문이다.

Fig. 4.12-(c)는 압력비 커짐에 따라 가스터빈의 부하 분담률이 감소하고 스택의 부하 분담률은 증가함을 보여준다. 이는 압력비의 상승에 따라 연소 가스량의 감소와 압축기 소요 동력이 증가하여 전력화되는 가스터빈의 동력이 줄어들기 때문이다.

Fig. 4.12-(d)는 가스터빈 압력비의 증가에 따라 시스템의 각부 온도가 크게 변한다는 것을 보여준다. 아울러 압력비=4.5 이상의 영역에서 예열기 출구 공기온도가 스택 공급유체 최저온도 한계선을 하회하게 됨을 보여주며 이는 스택의 안전운전을 위하여 제한되어야 한다.

4.2.1.1.5 예열기 온도효율의 영향

Fig. 4.13-(a), (b), (c), (d)는 작동온도=1223 K, 전류밀도=3000 A/m², 압력비=4, TIT=1448 K인 경우 시스템 특성에 대한 예열기 온도효율의 영향을 나타낸 것이다.

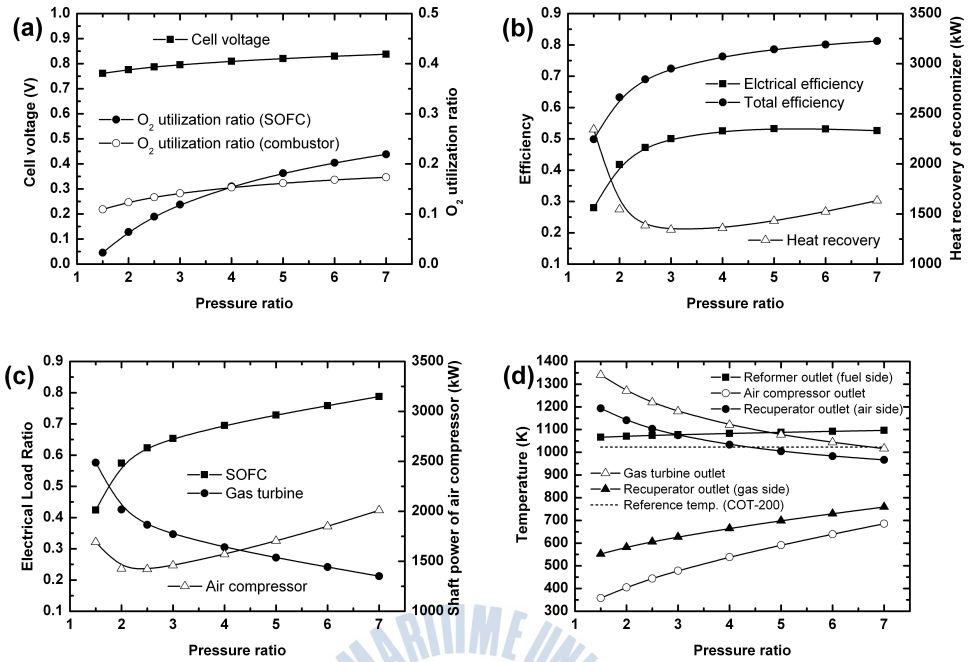


Fig. 4.12 압력비의 영향

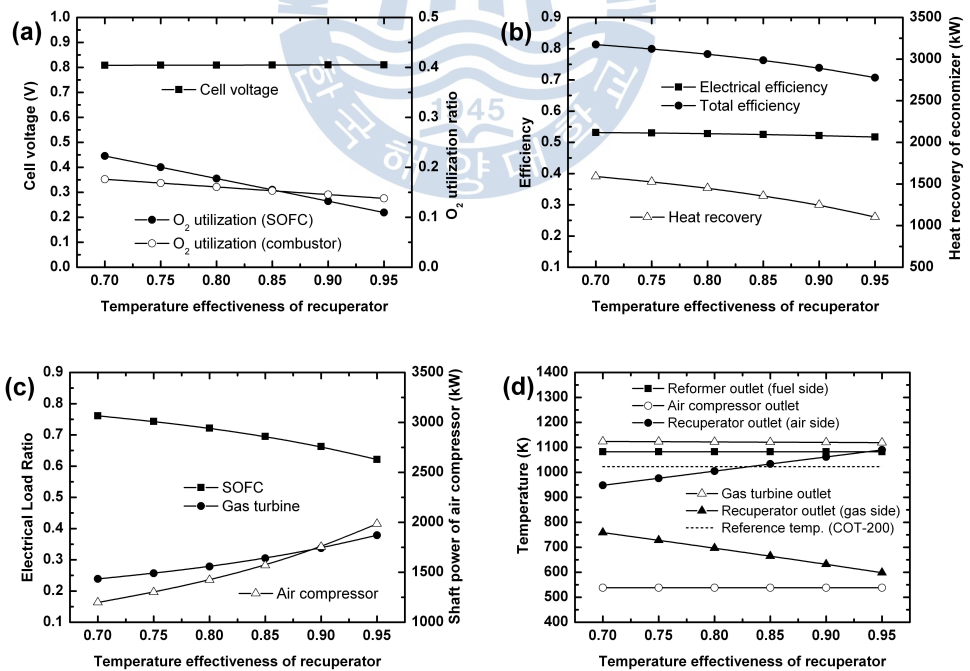


Fig. 4.13 예열기 온도효율의 영향

예열기 온도효율의 증가는 스택에 공급되는 공기온도의 상승(참조 Fig. 4.13-(d))을 의미하므로 공기량이 증가하여 스택 및 연소기의 산소 이용률이 감소하게 됨을 Fig. 4.13-(a)에서 볼 수 있다. 그러나 셀의 유기전압에는 큰 변화가 없다.

Fig. 4.13-(b)는 예열기 온도효율의 증가와 함께 전기적 효율은 거의 변화가 없으나 총 효율은 감소하는 경향을 보인다. 전기적 효율에 변화가 없는 것은 스택의 유기전압이 거의 일정하고 부하 분담률의 변화도 다른 파라메타에 비하여 크지 않으며 또한 소요 공기량의 증가와 함께 연소기 입구 공기온도가 상승하여 TIT를 유지하기 위한 공급연료의 증가율이 감소하는 이유 때문이다. 반면 에코노마이저에서의 열 회수량이 줄어들어 총 효율이 감소하는 것은 연소 가스량의 증가에도 불구하고 에코노마이저 입구온도가 감소(참조 Fig. 4.13-(d))하는 영향이 크게 작용하기 때문이다.

Fig. 4.13-(c)는 예열기 온도효율이 증가함에 따라 가스터빈에 유입되는 연소 가스량이 증가하여 가스터빈의 출력과 부하 분담률이 상승하게 됨을 보여 준다. 온도효율 0.83 이하의 영역에서는 예열기 출구 공기온도가 스택 공급유체 최저온도 한계선을 하회하므로 스택의 안전 운전을 위하여 그 영역에서의 운전은 제한되어야 함을 Fig. 4.13-(d)에서 확인할 수 있다.

4.2.1.1.6 TIT의 영향

Fig. 4.14-(a), (b), (c), (d)는 작동온도=1223 K, 전류밀도=3000 A/m², 압력비=4, 예열기 온도효율=0.85인 경우 시스템 특성에 대한 TIT의 영향을 나타낸 것이다.

Fig. 4.14-(a)로부터 TIT의 상승에 따라 스택의 유기전압에 거의 변화가 없지만 스택의 산소이용률은 감소하고 연소기의 산소이용률은 증가한다는 것을 볼 수 있다. 스택의 산소이용률이 감소하는 것은 스택에 공급되는 공기의 온도가 상승하여 소요되는 공기량이 증가하는 것과 스택의 부하 분담률이 줄어드는 이유 때문이며 연소기의 산소이용률이 증가하는 것은 TIT 상승에 따라 연소기에 공급되는 연료량이 늘어나기 때문이다.

Fig. 4.14-(b)는 TIT의 상승에 따라 감소하는 전기적 효율과 총 효율의 변화를 보여주나 총 효율의 감소율은 그다지 크지 않다. 전기적 효율이 감소라는 것은 유기전압 일정으로 효율이 높은 스택의 부하 분담률은 떨어지고 평균적

으로 효율이 스택보다 낮은 가스터빈의 부하 분담률이 높아지기 때문이다. 그러나 전기적 효율의 큰 감소에도 총 효율의 감소율이 그다지 크지 않은 것은 에코노마이저 입구 가스온도(참조 Fig. 4.14-(d))와 가스유량의 변화로 에코노마이저의 회수 열량이 증가하기 때문이다.

Fig. 4.14-(c)는 TIT가 증가함에 따라 공기압축기의 소요 동력이 늘어나지만 더불어 가스터빈에 유입되는 연소 가스량이 증가하여 가스터빈의 출력과 부하 분담률이 상승하게 됨을 보여준다.

Fig. 4.14-(d)로부터 TIT의 변화에 따라 예열기 출구 공기온도가 스택 공급 유체 최저온도한계선을 하회하는 위험한 영역이 존재함을 알 수 있다. 스택 운전의 안전성을 확보하기 위해서는 효율의 저하에도 불구하고 TIT를 1425 K 이상으로 유지할 필요가 있다.

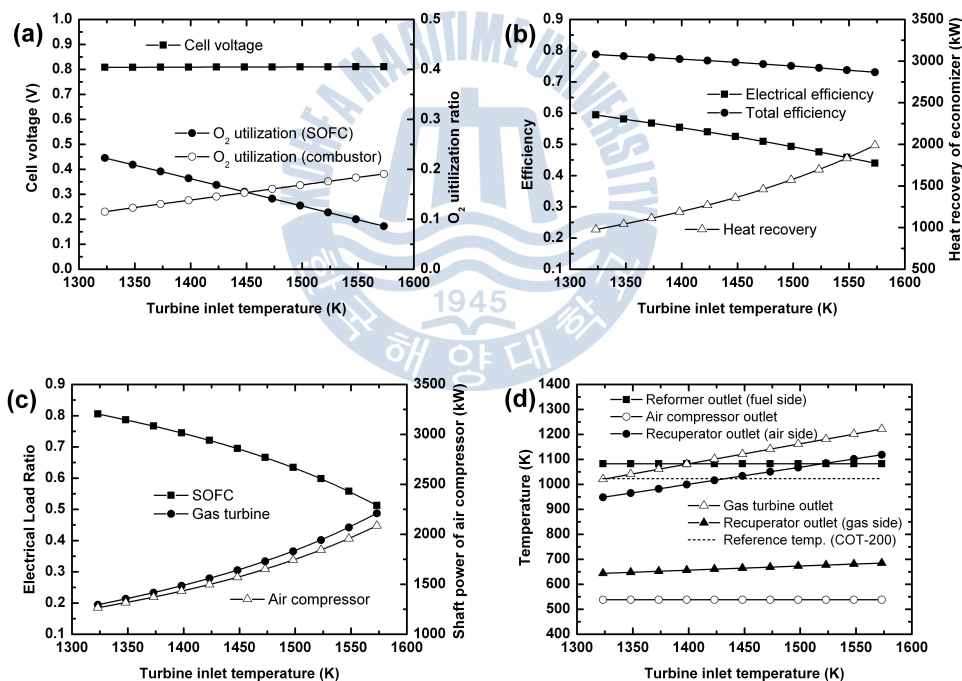


Fig. 4.14 TIT의 영향

4.2.1.1.7 결과 정리

SOFC/GT 하이브리드시스템, TIT 일정의 경우에 대한 시스템 시뮬레이션의 방법으로 셀의 작동온도와 전류밀도, 가스터빈 압력비, 예열기의 온도효율, TIT가 시스템의 성능과 안전성에 미치는 영향을 검토하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 안전성을 고려한 선박용 SOFC/GT 하이브리드시스템을 제안한다.
- (2) 스택 작동온도의 증가에 따라 시스템의 효율과 스택의 부하 분담률은 전반적으로 상승하나 안전을 위하여 스택 공급유체 최저온도한계선을 하회하는 작동온도=1235 K 이상의 영역은 제한되어야 한다.
- (3) 스택 전류밀도의 증가에 따라 시스템의 효율과 스택의 부하 분담률은 전반적으로 감소한다. 아울러 시스템의 각 부 온도는 스택 공급유체 최저온도한계선 및 장치의 재료 열내구성 한계온도로부터 자유롭다.
- (4) 가스터빈 압력비의 증가에 따라 시스템의 효율과 스택의 부하 분담률은 낮은 압력비 영역에서 급격히 증가하지만 이후 완만히 증가하거나 전기적 효율의 경우최대점 영역을 가진다. 그리고 압력비=4.5 이상의 영역에서는 예열기 출구온도가 스택 공급유체 최저온도 한계선을 하회하므로 회피되어야 한다.
- (5) 예열기 온도효율이 시스템의 전기적 효율에 미치는 영향은 미미하나 총 효율과 스택의 부하 분담률은 온도효율의 증가에 따라 감소하는 경향을 보인다. 그리고 예열기 출구온도가 스택 공급유체 최저온도 한계선을 하회하는 예열기 온도효율=0.83 이하의 영역은 안전운전을 위하여 제한되어야 한다.
- (6) TIT의 증가에 따라 시스템의 효율과 스택의 부하분담률은 전반적으로 감소한다. 아울러 TIT=1425 K 이하의 영역은 스택 공급유체 최저온도 한계선을 하회하므로 안전상 회피되어야 한다.

4.2.1.2 스택 공기극 온도 일정 조건

4.2.1.2.1 시스템 구성

본 시스템의 구성은 4.2.1.1.1의 TIT 일정 조건과 같으나 공기에열기 공기 출구온도 즉, 공기극 입구온도를 스택 공급유체 최저온도(COT- 200 K)로 일정히 유지토록 TIT를 조절하는 것이다. 따라서 연소기의 메탄 공급량이 조절되어 연소기 출구온도가 주어진 조건에 따라 변동하게 된다. 4.2.1.2에서는 본 시뮬레이션 모델을 사용하여 스택의 작동온도와 전류밀도, 가스터빈 압력비, 예열기 온도효율이 시스템의 성능에 미치는 영향 등을 조사하고 TIT 일정의 조건과 결과를 비교, 검토하였다.

4.2.1.2.2 작동온도의 영향

Fig. 4.15-(a), (b), (c), (d)는 전류밀도=3000 A/m², 가스터빈 압력비=4, 공기 예열기 온도효율=0.85인 경우, 시스템 특성에 대한 스택 작동온도의 영향을 나타낸 것으로 Fig. 4.15-(a)는 셀의 유기전압과 공급공기의 산소이용률을, Fig. 4.15-(b)는 시스템 효율과 에코노마이저에서의 회수 열량, Fig. 4.15-(c)는 하이브리드시스템의 전기출력에 대한 스택 및 가스터빈의 부하 분담률을 그리고 Fig. 4.15-(d)는 각부의 온도변화를 나타낸 것이다.

각 그림에서는 공기극 입구온도 일정(COT-200 K)의 조건에 대한 결과를 실선으로 표시하여 점선의 가스터빈 입구온도 일정(TIT=1448 K) 조건과 비교하고 있다. 여기에서 공급공기의 산소이용률이란 공급된 공기의 총 산소량에 대한 스택 및 연소기의 전기화학 및 연소 반응에 사용된 산소량의 비를 말한다.

Fig. 4.15-(a)로부터 작동온도의 증가에 따라 셀의 유기전압과 스택의 산소이용률이 높아짐을 알 수 있다. 유기전압의 증가는 작동온도 상승에 따른 가역 개회로전압의 감소에도 불구하고 활성화 과전압이 줄어드는 효과가 크게 작용하기 때문이다. 또한 스택의 산소이용률이 증가하는 것은 활성화 과전압의 감소 즉 전기화학반응의 저항이 줄어들어 셀에서 발생하는 열량이 감소하는 이유로 스택의 냉각에 소요되는 공기의 공급량이 작아지기 때문이다. 이것은 Fig. 4.15-(c)에서 공기압축기 소요동력 변화로부터 확인할 수 있다. TIT 일정 조건의 결과와의 비교에 있어서 셀의 유기전압은 거의 동일하나 스택 산소이용률에는 상당한 차가 있으며 공기극 입구온도 일정의 조건에서 작동

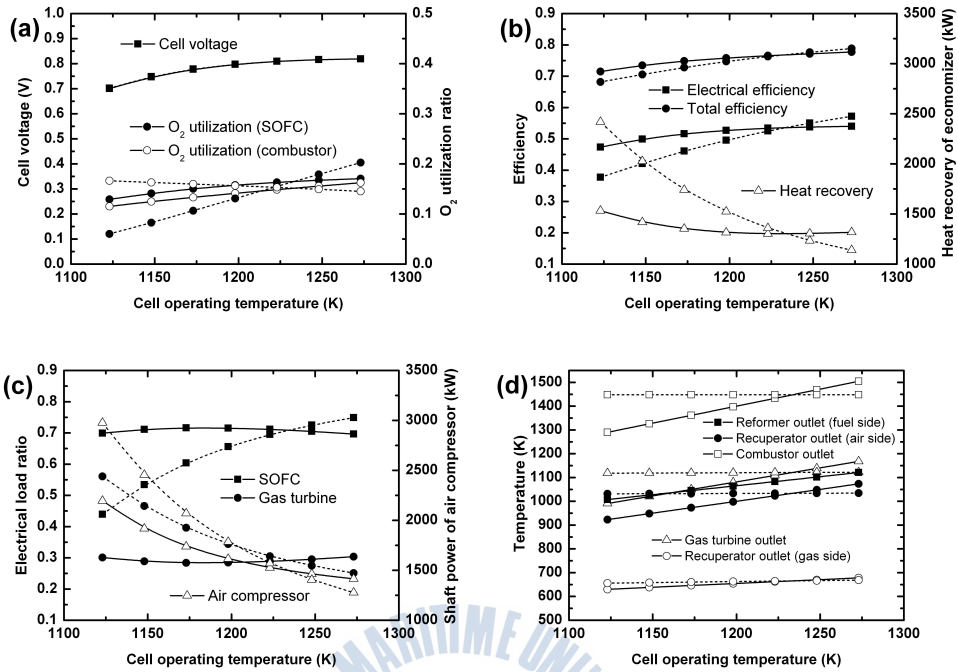


Fig. 4.15 작동온도의 영향

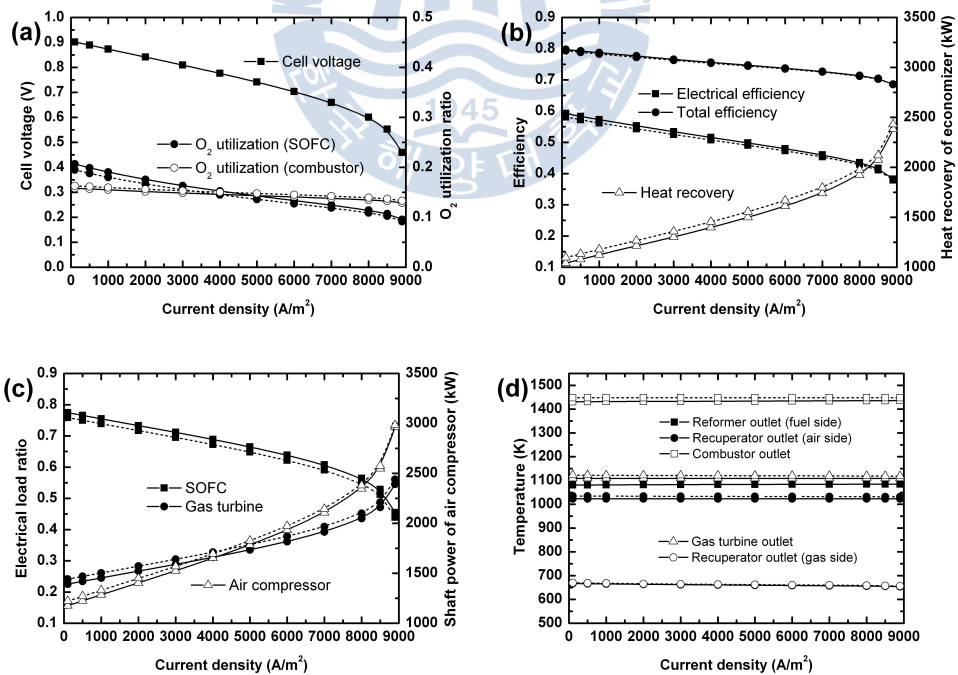


Fig. 4.16 전류밀도의 영향

온도에 대한 증가율이 작아짐을 알 수 있다. 이 결과들은 Fig. 4.15-(c), (d)의 냉각작용을 겸하고 있는 예열기 출구 공기온도의 변화와 공기압축기 소요 동력의 변화(공기량의 변화)로부터 예측할 수 있다.

Fig. 4.15-(b)에서 시스템의 전기적 효율과 총 효율은 작동온도의 상승에 따라 증가하는데 이것은 셀 유기전압이 증대되고 공기압축기 소요 동력이 감소하는 효과 때문이다. 그러나 증가율이 TIT 일정조건에 비하여 크지 않은 것은 Fig. 4.15-(c)로부터 알 수 있듯이 공기압축기의 소요동력 변화가 크지 않고 효율의 크기가 각기 다른 스택과 GT의 부하 분담률이 크게 변동하지 않기 때문이다. 또한 에코노마이저의 입구온도(예열기 출구 가스온도)가 상승에도 불구하고 열 회수량이 작동온도 증가와 함께 감소하는 것은 에코노마이저를 통과하는 가스량이 줄어들기 때문이다.

Fig. 4.15-(c)에서 스택의 작동온도에 대한 스택과 GT의 발전 부하 분담률은 TIT 일정의 조건과 다르게 거의 일정함을 알 수 있다. 이것은 낮은 작동온도 영역에서 GT를 통과하는 가스량이 상대적으로 많아져 출력이 크지게 되는 반면, TIT가 낮게 유지되는 효과(참조 Fig. 4.15-(d))가 출력을 낮추는 상쇄 작용을 하여 GT의 전기적 출력에는 큰 변화가 나타나지 않게 되기 때문이다. 그리고 그림에서처럼 소요 공기량이 작동온도의 증가에 따라 감소하는 것은 Fig. 4.15-(a)에서 상술한 바와 같다.

Fig. 4.15-(d)는 개질가스 출구온도를 제외하고 각부의 온도가 작동온도 증가에 대하여 거의 일정을 유지하는 TIT 일정조건의 경우와는 다르게 공기극 입구온도 일정 조건의 각부 온도는 작동온도의 증가와 함께 상승함을 보여준다. 이것은 공기극 입구온도를 일정(COT-200 K)으로 유지하기 위하여 연소기의 출구온도 (TIT)가 조절되기 때문이다. 공기극 입구온도 일정의 조건은 열적 균열파손 등에 대한 안전을 확보하는 범위 내에서 스택 냉각을 위한 최적의 온도를 유지하게 되며, 고온의 작동온도 영역(약 1230 K 이상)에서 스택 공급유체 최저온도 한계선(COT-200 K)를 하회하여 스택의 안전성에 문제를 야기하는 TIT 일정 조건과는 다른 양상을 보여 준다.

4.2.1.2.3 전류밀도의 영향

Fig. 4.16-(a), (b), (c), (d)는 스택 작동온도=1223 K, 가스터빈 압력비=4, 예열기 온도효율=0.85인 경우, 시스템 특성에 대한 셀 전류밀도의 영향을

TIT(=1448 K) 일정의 경우와 비교하여 나타낸 것이다.

Fig. 4.16-(a)로부터 전류밀도가 높아짐에 따라 셀 유기전압과 스택의 산소이용률이 낮아짐을 알 수 있다. 전류밀도가 커진다는 것은 반응 단위면적당 반응량의 증가를 의미하며 가역 개회로전압에는 큰 변화가 없지만 과전압이 증가하여 유기전압의 감소를 초래한다. 유기전압의 감소와 함께 스택의 산소이용률이 저하하는 것은 과전압의 증가로 스택의 발열량이 늘어나 더 많은 냉각용 공기가 필요하게 되기 때문이다(참조 Fig. 4.16-(c)).

전류밀도에 대한 유기전압의 감소에 따라 공기압축기의 소요 동력이 늘어나고 아울러 평균적으로 효율이 낮은 가스터빈의 부하 분담률이 증가(참조 Fig. 4.16-(c))하는 이유로 전기적 효율 및 총 효율이 감소하게 됨을 Fig. 4.16-(b)는 보여준다. 그러나 에코노마이저를 통과하는 가스량의 증가로 열 회수량은 늘어나게 된다.

Fig. 4.16-(c)은 소요 공기량의 증가로 인한 가스터빈의 출력 상승과 부하 분담률의 증가를 설명하고 있다.

Fig. 4.16-(d)는 계산범위 내에서 각 부의 온도는 거의 일정한 상태를 유지하게 됨을 보여준다. 공기극 입구온도 일정 조건에서 셀 전류밀도에 대한 결과는 TIT 일정 조건의 경우와 거의 동일한 경향과 크기를 보여주고 있다. 이것은 예열기 출구 공기온도(공기극 입구온도)가 거의 같은 값을 가지기 때문으로 두 경우에 대한 약간의 온도차만큼 모든 그림에서 값들이 다소 많고 적음을 나타내게 된다.

4.2.1.2.4 압력비의 영향

Fig. 4.17-(a), (b), (c), (d)는 스택 작동온도=1223 K, 전류밀도=3000 A/m², 예열기 온도효율=0.85인 경우, 시스템 특성에 대한 가스터빈 압력비의 영향을 TIT(=1448 K) 일정의 경우와 비교하여 나타낸 것이다.

Fig. 4.17-(a)로부터 압력비가 높아짐에 따라 셀 유기전압과 스택의 산소이용률이 증가하는 경향을 보이지만 그 증가폭은 크지 않음을 알 수 있다. 유기전압의 증가는 네른스트 효과와 활성화 과전압이 감소하기 때문이며 TIT 일정의 조건과 동일한 경향과 값을 나타낸다. 또한 스택 산소이용률이 TIT 일정의 조건과 비교하여 높고 완만한 증가를 보이는 것은 저 압력비 영역에서 TIT 일정 조건 대비 냉각효과가 증대(참조 Fig. 4.17-(d))하여 공급되는 공

기량이 감소하기 때문에 Fig. 4.17-(c)에서 공기 압축기 소요동력의 변화로부터 그 결과를 확인할 수 있다.

Fig. 4.17-(b)에서 시스템의 전기적 효율은 낮은 압력비 영역에서 크게 나타나며 점차 감소하는 경향을 보여주며 TIT 일정 조건의 경우와 대조적임을 알 수 있다. 이것은 낮은 압력비 영역에서 공기 압축기의 소요 동력이 작고, 효율이 높은 스택의 부하 분담율이 커지기 때문이다. 또한 열 회수량이 저 압력비 영역으로 갈수록 감소하는 것은 에코노마이저의 입구온도가 낮아지고 통과하는 가스량도 줄어들기 때문에 총 효율의 변화에도 나타난다.

Fig. 4.17-(c)는 압력비 커짐에 따라 가스터빈의 부하 분담률이 증가하고 스택의 부하 분담률은 감소함을 보여준다. 이는 TIT 일정 조건의 경우와 대조되는 경향으로 압력비의 상승에 따라 압축기 소요 동력이 증가되지만 가스터빈의 출력도 늘어나 전력화되는 동력이 커지기 때문에 Fig. 4.17-(d)의 가스터빈 입출구 온도차의 확대로부터 확인된다.

Fig. 4.17-(d)에서 시스템의 성능과 안전성 등에 큰 영향을 미치는 공기극 입구온도의 특성을 볼 수 있으며, TIT 일정 조건의 경우와 비교하여 저 압력비 영역으로 갈수록 공기극 입구온도가 낮아져 스택의 냉각능력이 상승하게 됨을 알 수 있다. 한편, 고 압력비 영역(압력비 4.5 이상)에서 TIT 일정 조건의 경우가 보다 낮아지는 공기극 온도를 보이지만 그 영역은 스택 공급유체 최저 한계온도 이하로 안전상 실제 운전이 제한되는 영역이다.

4.2.1.2.5 예열기 온도효율의 영향

Fig. 4.18-(a), (b), (c), (d)는 스택 작동온도=1223 K, 전류밀도=3000 A/m², 압력비=4인 경우, 시스템 특성에 대한 공기에열기 온도효율의 영향을 TIT(=1448 K) 일정의 경우와 비교하여 나타낸 것이다.

공기에열기 온도효율의 증가는 장치의 체적 증가를 의미하며 시스템의 소형화를 위해서는 가능한 작은 온도효율을 가진 예열기가 바람직하다. 그러나 낮은 예열기 온도효율 영역에서는 공기극 입구온도 일정의 조건을 유지시키기 위하여 연소기 출구온도를 TIT 일정 조건에 비하여 높게(참조 Fig. 4.18-(d)) 가져가야함을 알 수 있다. 이는 연소기에 공급되는 연료량의 증가와 함께 연소기의 산소이용률이 증가하게 됨을 의미하는 것으로 Fig. 4.18-(a)에서 확인할 수 있다. 한편 공기극 입구온도 일정의 경우 셀의 유기전압과 스

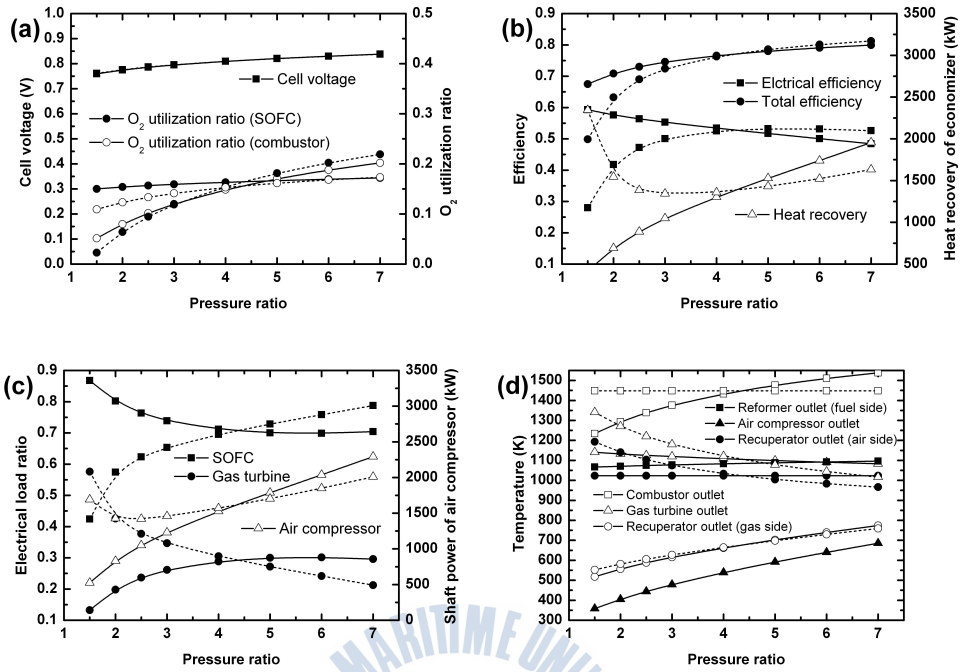


Fig. 4.17 압력비의 영향

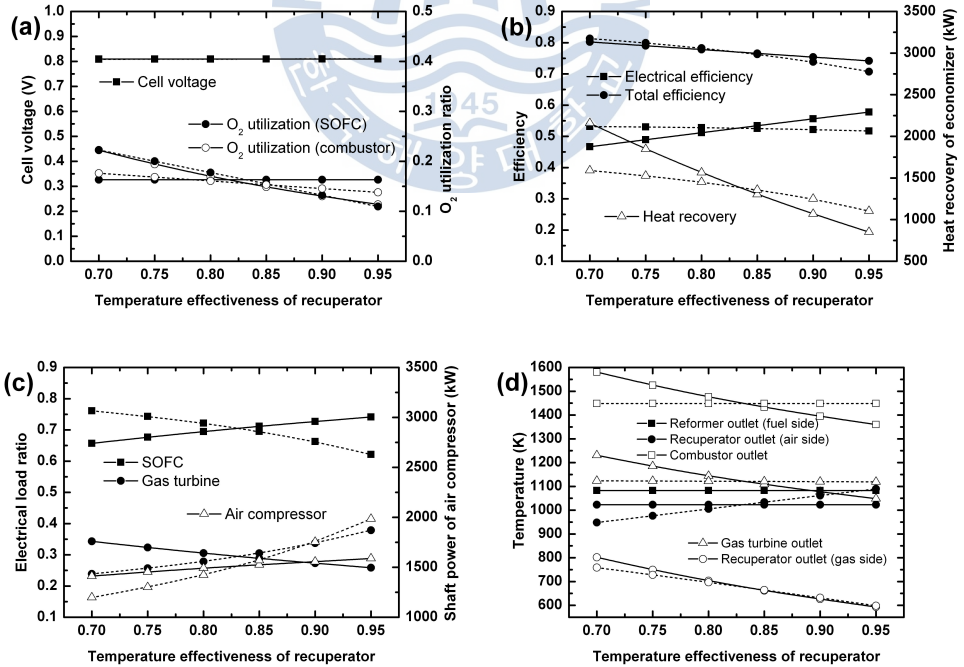


Fig. 4.18 예열기 온도효율의 영향

택의 산소이용률은 예열기 온도효율에 대하여 거의 일정의 값을 지시하고 있다.

Fig. 4.18-(b)는 예열기 온도효율의 증가와 함께 시스템의 전기적 효율은 증가하고 총 효율은 감소하는 경향을 보인다. 전기적 효율이 증가하는 것은 예열기 온도효율의 증가와 함께 TIT가 하강하여 연소기에 공급되는 연료량의 감소와 더불어 스택 대비 효율이 낮은 가스터빈의 부하 분담율이 작아지기 때문이다. 반면 총 효율이 감소하는 것은 에코노마이저 입구온도(예열기 출구온도)의 감소(참조 Fig. 4.18-(d))로 에코노마이저에서의 회수되는 열량이 줄어드는 영향이 더욱 크게 나타나기 때문이다.

Fig. 4.18-(c)는 예열기 온도효율의 증가에 따른 TIT의 저하가 가스터빈의 유량 증가보다 크게 작용하여 가스터빈의 부하 분담률이 감소하고 반대로 스택의 부하 분담률이 증가하는 경향을 보여준다.

Fig. 4.18-(d)는 예열기 온도효율에 따른 각부의 온도 변화를 나타낸 것으로 공기극 입구온도를 일정으로 유지하기 위한 연소기 하류의 온도변화를 보여주고 있다. 시스템의 특성에 큰 영향을 미치는 공기극 입구온도는 TIT 일정 조건의 경우와 큰 차를 보이며 이에 따라 산소 이용률, 전기적 효율, 부하 분담률의 변화가 크게 달라짐을 전술의 그림들에서 확인할 수 있다. 그리고 TIT 일정 조건의 경우 온도효율 0.83 이하의 영역에서는 예열기 출구 공기온도가 스택 공급유체 최저 한계온도를 하회하므로 스택의 안전 운전을 위하여 그 영역에서의 운전은 제한되어야 하는 영역이다.

4.2.1.2.6 결과 정리

SOFC/GT 하이브리드시스템, 공기극 공기온도 일정의 경우에 대한 시스템 시뮬레이션의 방법으로 셀의 작동온도와 전류밀도, 가스터빈 압력비, 예열기의 온도효율이 시스템의 성능과 안전성에 미치는 영향을 검토하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 공기극 공기온도 일정(COT-200 K)의 조건에 따른 유기전압은 TIT 일정의 조건과 거의 동일하게 변화한다.
- (2) 스택의 산소이용률은 TIT 일정의 조건보다 변화폭이 작다. 즉, 스택에 공급되는 공기량의 변화가 적다.
- (3) 시스템의 전기적 효율은 열적 안전성이 확보되는 영역 내에서 TIT 일정

의 조건보다 높게 나타난다.

(4) 스택과 가스터빈의 부하 분담률 변화는 TIT 일정의 조건보다 작다.

(5) 공기극 입구온도 일정의 조건은 열적 균열과손 등에 대한 안전을 확보하는 범위 내에서 스택 냉각을 위한 최적의 온도를 유지하게 되므로 TIT 일정의 조건과는 다르게 열적으로 시스템의 안전을 위협하는 영역이 존재하지 않는다.



전력화한다. 스택에 공급된 공기는 반응의 비가역과정에 의하여 발생한 열을 흡수하며 이 폐열은 개질기, 공기에열기 및 가스터빈의 열원으로 재활용된다. 셀의 연료극 출구 가스에 포함된 미반응의 수소 및 일산화탄소 그리고 소량의 메탄은 연소기에서 공기극의 출구 공기와 함께 연소된다. 본 시스템의 폐열만으로는 가스터빈의 구동이 어려워 연소기에 추가적인 연료가 공급된다. 연료량은 요구되는 연소기 출구 가스온도 즉, 가스터빈 입구온도(TIT)에 따라 조절되며, TIT는 터빈의 무냉각을 위하여 1173 K를 제한 최고온도로 그리고 가스터빈의 자력 구동을 위하여 제한 최소온도를 873 K로 하였다. 고온의 연소기 출구 가스는 가스터빈으로 유입, 단열 팽창되며 가스터빈에서 발생한 동력은 공기의 압축 및 발전에 사용된다.

Table 4.3 계산 조건

Electrical output (kW)	3000
Anode thickness (μm)	200
Cathode thickness (μm)	2000
Electrolyte thickness (μm)	20
H ₂ utilization ratio (%)	80
Limiting current density (A/m^2)	9000
Inverter efficiency (%)	95
Reformer temperature effectiveness (%)	10
Recuperater1 temperature effectiveness (%)	85
Steam carbon ratio	3
Air compressor adiabatic efficiency (%)	75
Turbine adiabatic efficiency (%)	0.82
Turbine mechanical efficiency (%)	0.93
Generator efficiency (%)	0.97
Converter efficiency (%)	0.95
Fuel feeder adiabatic efficiency (%)	75
Fuel feeder mechanical efficiency (%)	90
Fuel feeder motor efficiency (%)	95
Reformer pressure drop(air side) (%)	4
Reformer pressure drop(fuel side) (%)	2
Stack pressure drop(air side) (%)	6
Stack pressure drop(fuel side) (%)	6
Recuperator pressure drop(air side) (%)	2
Recuperator pressure drop(gas side) (%)	2
Combustor pressure drop(air side) (%)	2
Combustor pressure drop(fuel side) (%)	6
Turbine pressure drop (%)	80
Mixer pressure drop (%)	2
Ambient temperature (K)	298.15
Ambient pressure (kPa)	101

가스터빈의 출구 가스는 대기로 방출되기에 앞서 제1 공기에열기 열원으로 사용된다. 제2 공기에열기의 출구온도는 COT-200 K로 유지되도록 설정하였고 이것은 공급 공기와 셀 작동온도의 차이에 의한 셀에서의 과도한 열응력을 억제시키면서 냉각능력을 최대화하기 위한 최저온도이다.

본 시스템 성능해석에 사용한 조건들은 Table 4.3와 같으며 시뮬레이션 계산에 사용된 시스템의 모델링 방법은 2, 3장에서 기술한 바와 같다.

4.2.1.3에서는 본 시뮬레이션 모델을 사용하여 셀의 작동온도와 전류밀도, 가스터빈 압력비, TIT가 시스템의 성능에 미치는 영향을 검토하여 SOFC/GT(유냉각) 시스템과 비교하고 있다.

4.2.1.3.2 작동온도의 영향

Fig. 4.20-(a), (b), (c), (d)는 전류밀도 3000 A/m^2 , 가스터빈 압력비 4, TIT 1173 K인 경우 시스템 특성에 대한 연료전지 스택 작동온도의 영향을 나타낸 것이다. 각 그림에서는 실선으로 표시된 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템의 결과를 점선으로 표시된 동일 조건의 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템의 결과와 비교하고 있다. 여기에서 공급공기의 산소이용률이란 공급된 공기의 총 산소량에 대한 스택 및 연소기의 전기화학 및 연소 반응에 사용된 산소량의 비를 말한다. 그리고 하이브리드시스템의 전기적 효율은 총 공급된 메탄 저위발열량 기준으로 하며 하부시스템인 SOFC와 GT시스템의 전기적 효율은 개질기로 공급된 메탄(Fuel feeder1)과 연소기로 공급된 메탄(Fuel feeder2)을 기준으로 정의한다.

Fig. 4.20-(a)에서 스택 작동온도의 증가에 따라 셀의 유기전압과 산소이용률이 높아짐을 알 수 있다. 이것은 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템에서 설명한 바와 같다. 또한 그림은 유냉각 GT와 비교한 결과에서 셀 유기전압과 스택 산소이용률의 값은 거의 동일하나 연소기의 산소이용률에서 무냉각 GT가 유냉각 GT보다 낮게 나타남을 보여준다. 이것은 가스터빈 입구 온도(TIT)가 낮아져서 연소기에 공급되는 연료량에 따른 소요 산소량의 감소와 함께 연료전지의 부하분담률의 증가로 냉각 및 반응에 소요되는 공기량이 늘어나기 때문이다(참조 Fig. 4.20-(b), (c)). 즉, 하이브리드시스템에 공급되는 공기량은 연료전지의 냉각 수요에 의하여 결정되므로 총 공기량은 늘어난 반면 연소기에 공급된 연료가 감소하므로 연소기에서의 소요 산소량이 줄어들었기

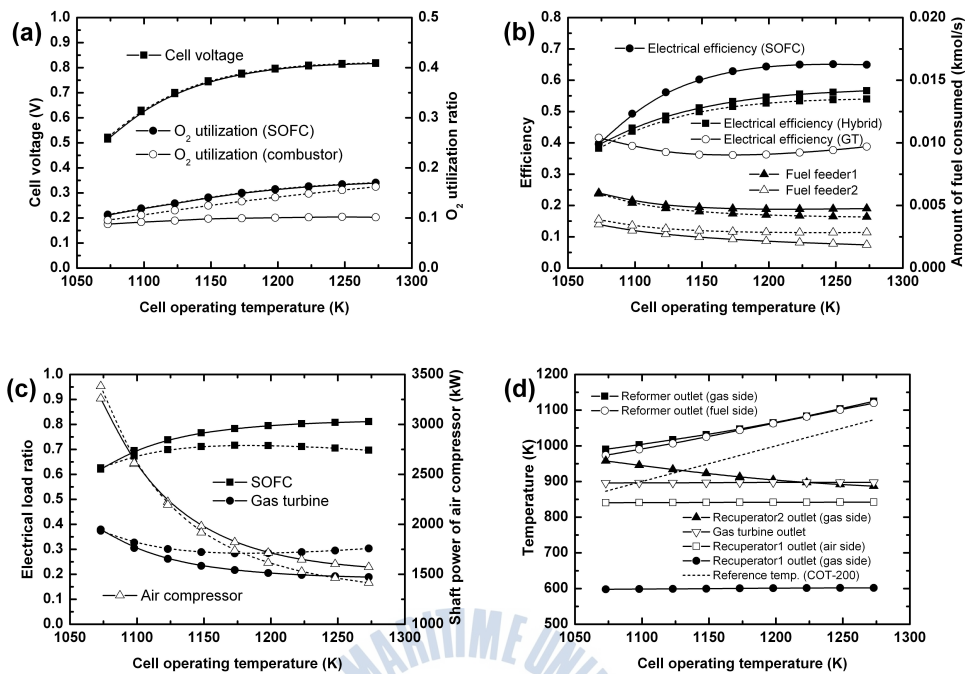


Fig. 4.20 작동온도의 영향

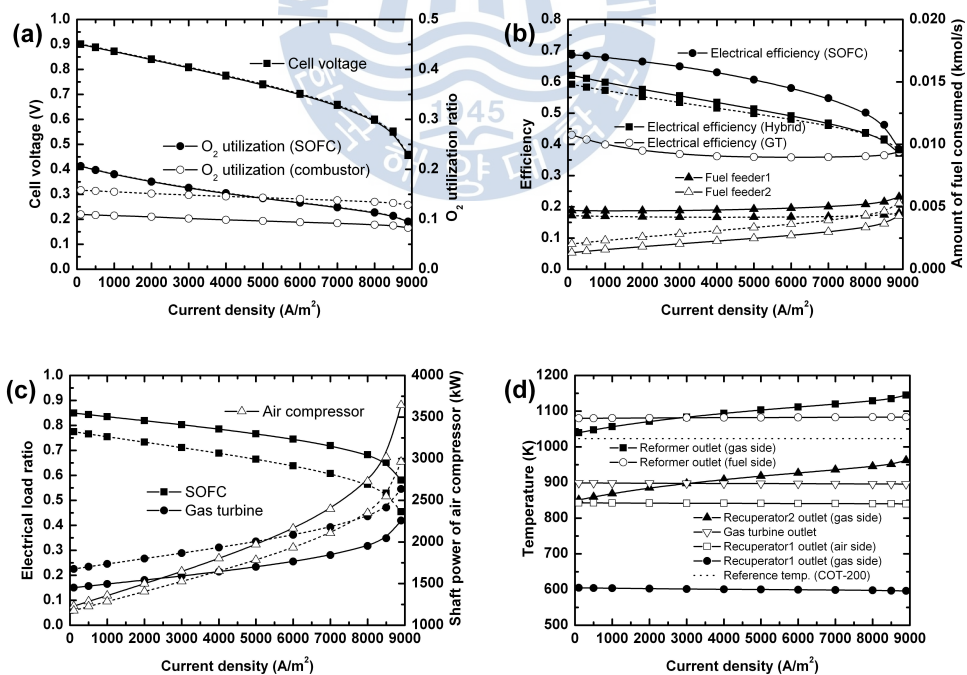


Fig. 4.21 전류밀도의 영향

때문이다.

Fig. 4.20-(b)는 시스템의 전기적 효율을 그리고 3000 kW 전기적 출력에 대한 메탄 공급량의 변화를 함께 나타낸 것이다. Fig. 4.20-(b)에 나타난 경향은 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템에서 설명한 바와 같다. 다만 유냉각과 비교한 결과로부터 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템의 전기적 효율이 유냉각 GT의 경우보다 다소 높게 나타나고 있는데 이것은 무냉각 GT의 TIT가 낮아 연소기로 공급되는 연료량이 감소하고 GT 출력도 낮아져 Fig. 4.20-(c)에서 나타나듯이 GT의 부하부담률은 줄고 효율이 좋은 연료전지시스템의 부하 부담률이 늘어나기 때문이다. 따라서 SOFC시스템의 연료량은 늘어나고 GT시스템의 연료량은 줄어드지만 늘어나는 량보다 줄어드는 량이 커서 총 연료량은 감소하게 된다. 즉, 효율은 증가한다. 또한 그림에서 하이브리드시스템의 효율은 SOFC시스템의 효율과 GT시스템의 효율 사이에 놓이나 부담률에 따라 SOFC시스템 쪽으로 근접해 감을 알 수 있다.

Fig. 4.20-(c)는 스택 작동온도의 증가에 따라 늘어나는 연료전지의 부하부담률을 나타내며 그 경향은 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템과 비슷하나 대략적인 부담율에서 유냉각 GT는 3:1이나 무냉각 GT는 4:1 정도의 변화를 보인다. 이는 Fig. 4.20-(b)에서 설명한 이유 때문이다. GT 구동 공기압축기의 소요 동력에서 무냉각 GT가 크게 나타나는 것은 연료전지의 부하부담률이 커져 냉각 및 반응에 소요되는 공기량이 많아졌기 때문이며 공기량의 증가에도 불구하고 가스터빈의 부하부담률 즉, 가스터빈 출력이 줄어드는 이유는 무냉각 GT의 TIT가 낮기 때문이다.

Fig. 4.20-(d)에서 시스템 각 부의 온도는 스택 작동온도의 증가에 따라 상승하거나 일정히 유지되나 제2 공기예열기 출구 가스온도는 반대로 감소하고 있음을 볼 수 있다. 이것은 가스터빈 출구온도 및 제1 공기예열기 공기측 출구온도가 TIT 일정의 조건에서 스택 작동온도의 증가에도 불구하고 변동이 없으므로 COT-200 K의 온도를 유지해야 하는 스택 공급 공기는 제2 공기예열기에서 더 큰 온도차로 예열되어야 하기 때문이다.

4.2.1.3.3 전류밀도의 영향

Fig. 4.21-(a), (b), (c), (d)는 스택 작동온도 1223 K, 가스터빈 압력비 4, TIT 1173 K인 경우 시스템 특성에 대한 셀 전류밀도의 영향을 나타낸 것이다.

각 그림에서는 실선으로 표시된 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템의 결과를 점선으로 표시된 동일 조건의 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템의 결과와 비교하고 있다.

Fig. 4.21-(a)에서 전류밀도의 증가에 따라 셀 유기전압과 스택 산소이용률의 변화 경향은 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템과 동일하나 연소기의 산소이용률에서 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템이 크게 감소함을 볼 수 있다. 이것은 4.2.1.3.2에서 상술한 바와 같이 SOFC시스템의 부하분담률이 증가하여 늘어난 공기량 때문이다(참조 Fig. 4.21-(c)).

Fig. 4.21-(b)에서 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템의 효율과 공급연료량의 변화는 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템의 결과와 동일한 경향을 보인다. 다만, 전기적 효율과 공급된 총 연료량에서 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템이 각각 높고, 낮게 나타난다. 이것은 GT시스템보다 효율이 높은 SOFC시스템의 부하분담률이 증가하여 하이브리드시스템의 전기적 효율이 SOFC시스템의 효율에 근접하기 때문이다.

Fig. 4.21-(c)에서 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템은 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템과 비교하여 TIT의 저하로 감소한 GT시스템의 출력으로 SOFC시스템의 부하분담률이 증가하고 있다. 또한 공기압축기의 소요 동력이 증가한 것은 SOFC시스템의 부하분담률이 커져 냉각 및 반응에 소요되는 공기량이 많아졌기 때문이다.

Fig. 4.21-(d)는 전류밀도의 변화에도 불구하고 개질기 출구 가스온도와 제2 공기예열기 출구 가스온도를 제외한 시스템 각부의 온도는 거의 일정하다는 것을 보여준다. 여기에서 개질기 출구 가스온도와 제2 공기예열기 출구 가스온도가 상승하는 것은 개질기로 공급되는 연료량은 거의 일정 즉, 개질에 요구되는 열량의 변화는 없지만 공급되는 공기량이 급증으로 스택의 폐열량이 증가하여 개질기 출구 가스온도가 상승하고 더불어 제2 공기예열기 출구 가스온도도 높아지기 때문이다.

4.2.1.3.4 압력비의 영향

Fig. 4.22-(a), (b), (c), (d)는 스택 작동온도 1223 K, 전류밀도 3000 A/m², TIT 1173 K인 경우 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템 특성에 대한 가스터빈 압력비의 영향을 나타낸 것이다. 각 그림에서는 실선으로 표시된

SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템의 결과를 점선으로 표시된 동일 조건의 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템의 결과와 비교하고 있다.

Fig. 4.22-(a), (b), (c), (d)에서 압력비에 따른 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템의 성능 특성은 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템의 결과와 비슷하므로 두 시스템을 비교한 차이점만을 아래에 기술한다.

Fig. 4.22-(a)에서 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템의 연소기 산소이용률은 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템의 것보다 압력비가 증가함에 따라 크게 감소함을 알 수 있다. 이것은 전술한 바와 같이 SOFC시스템의 부하분담률이 증가하여 늘어난 공기량과 줄어든 연소기의 공급 연료량 때문이다(참조 Fig. 4.22-(b), (c)).

Fig. 4.22-(b)에서 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템의 전기적 효율이 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템의 것보다 증가하는 것은 GT시스템보다 효율이 높은 SOFC시스템의 부하분담률이 증가하여 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템의 전기적 효율이 SOFC시스템의 효율에 근접하기 때문이다(참조 Fig. 4.22-(c)). 또한 공급 연료량의 변화도 SOFC와 GT시스템의 부하분담률의 변화에 기인하고 있다.

Fig. 4.22-(c)에서 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템은 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템과 비교하여 압력비 증가에 따라 SOFC시스템의 부하분담률과 공기압축기의 소요 동력은 늘어나고 GT시스템의 부하분담률은 줄어드는 특성을 보인다. 이는 TIT가 낮아 GT시스템의 출력이 줄어드는 만큼 SOFC시스템의 출력이 늘어나야 하기 때문이다.

Fig. 4.22-(d)로부터 각부 온도는 가스터빈 압력비의 증가에 따라 크게 변한다는 것을 알 수 있다. 이것은 압력비 증가에 따라 GT 전후의 가스 온도차가 크게 나타나는 결과로 기인되고 있다.

4.2.1.3.5 TIT의 영향

Fig. 4.23-(a), (b), (c), (d)는 스택 작동온도 1223 K, 전류밀도 3000 A/m², 가스터빈 압력비 4인 경우 SOFC/GT 무냉각 하이브리드시스템 특성에 대한 TIT의 영향을 나타낸 것이다.

Fig. 4.23-(a)에서 셀의 유기전압과 산소 이용률은 TIT의 영향이 없는 것으로 나타나고 있다. 이것은 계산조건에서 전류밀도를 고정했기 때문이다.

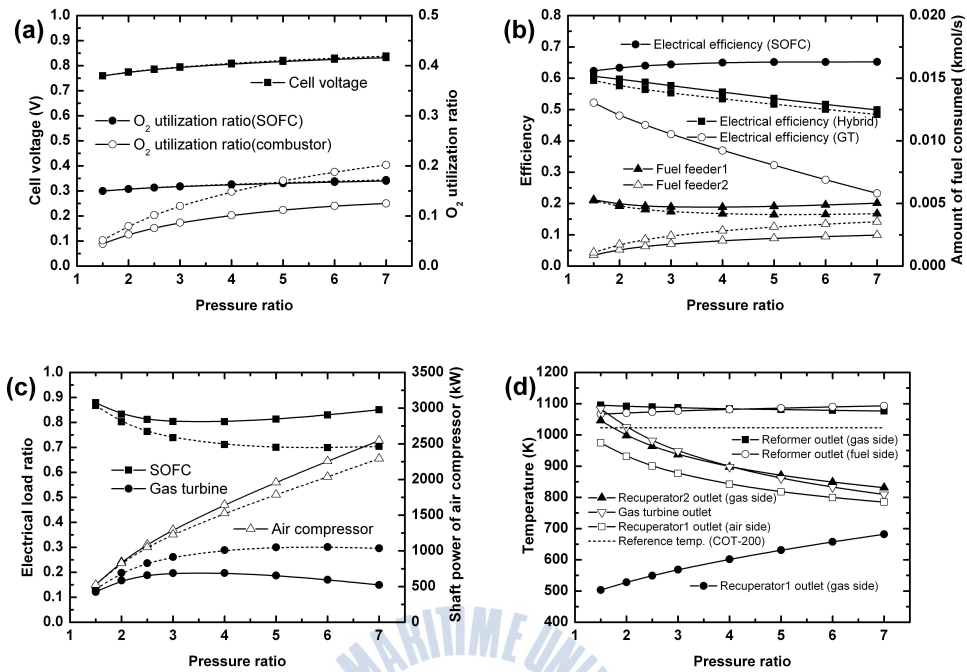


Fig. 4.22 압력비의 영향

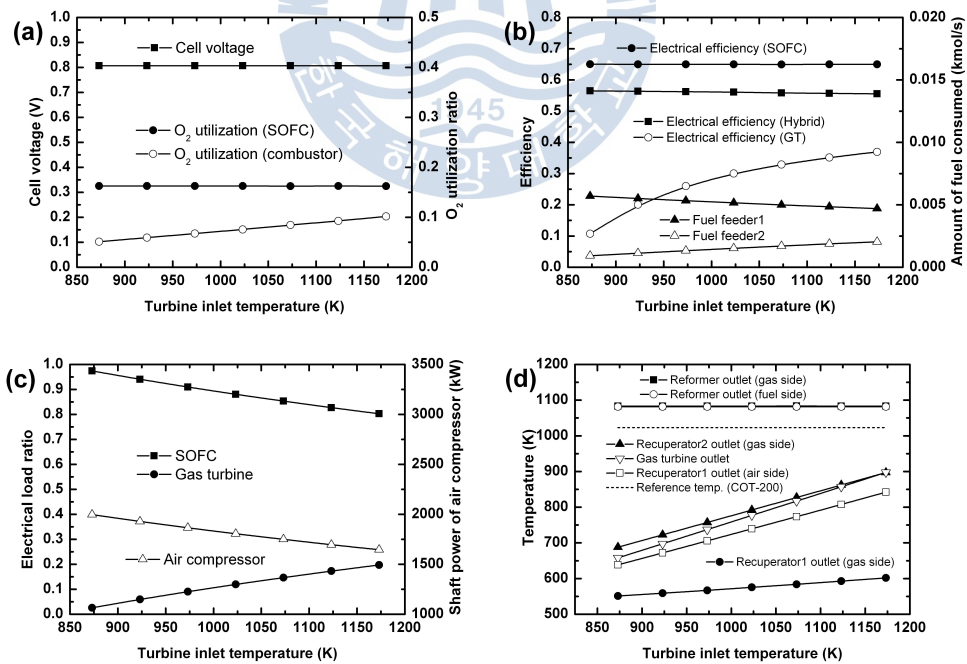


Fig. 4.23 TIT의 영향

그러나 스택의 크기를 고정한다면 전류밀도는 부하분담률의 변화에 따라 변동하여 스택의 유기전압과 산소 이용률에도 영향을 줄 것으로 생각된다. 연소기의 산소 이용률이 TIT와 더불어 증가하는 것은 공기량의 감소보다 연소기에 공급되는 연료량이 늘어나기 때문이다(참조 Fig. 4.23-(b)).

Fig. 4.23-(b)에서 GT시스템의 효율은 TIT와 더불어 증가함을 알 수 있다. 이것은 TIT의 증가에 따라 GT 효율이 커지고 공기압축기의 소요 동력이 감소하는 영향 때문이다. 반면 스택의 전류밀도, 작동온도, 작동압력에 변동이 없는 SOFC시스템의 효율은 일정을 유지하고 있다. 전술한 바와 같이 하이브리드 시스템은 SOFC시스템과 GT시스템 효율의 사이에 놓이게 되는데 TIT의 감소에 따라 SOFC시스템의 부하분담률이 지배적으로 작용하므로 하이브리드 시스템의 효율은 SOFC시스템의 효율과 같이 거의 일정의 값을 유지하게 된다. 공급 연료량의 변화는 Fig. 4.23-(c)의 부하분담률의 변화를 잘 설명해 준다.

Fig. 4.23-(c)는 TIT 증가에 따라 감소하는 SOFC시스템의 부하분담률과 증가하는 GT시스템의 부하분담률을 보여준다. 이것은 TIT 증가에 따른 GT 출력의 증가의 영향이 공기압축기 소요 동력의 감소와 연관된 가스유량의 감소보다 크게 작용하기 때문으로 늘어난 GT시스템의 출력만큼 SOFC시스템의 출력이 감소하기 때문이다. TIT 증가에 따라 공기 압축기의 소요 동력이 감소하는 것은 SOFC 부하분담률의 감소로 스택 냉각을 위한 공기의 수요가 줄었기 때문이다. 또한 그림으로부터 가스터빈은 873 K 이하 영역에서는 자력 구동이 불가능해짐을 알 수 있다.

Fig. 4.23-(d)에서 개질기 출구 가스온도가 거의 일정인 것은 스택 공급 연료량과 스택의 공기극 출구 가스량이 함께 감소하기 때문이다. 또한 가스터빈 출구 가스온도는 TIT의 증가에 따라 연동하여 높아지며 더불어 온도효율 일정인 제1 공기예열기 출구 공기온도도 증가하게 된다. 제2 공기예열기 출구 가스온도가 증가하는 것은 제1 공기예열기 출구 공기온도의 증가로 COT-200 K를 유지하기 위한 공기의 예열온도차가 줄어들었기 때문이다.

4.2.1.3.6 결과 정리

SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템, 공기극 공기온도 일정의 경우에 대한 시스템 시뮬레이션의 방법으로 셀의 작동온도와 전류밀도, 가스터빈 압력비,

TIT가 시스템의 성능에 미치는 영향을 검토하고 SOFC/GT(유냉각) 시스템과 비교하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템의 특성은 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템의 결과와 비슷하다.
- (2) SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템과 비교하여 셀 유기전압에는 변화가 없지만 연소기 산소이용률은 감소한다.
- (3) SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템과 비교하여 하이브리드시스템의 전기적 효율은 다소 증가하여 SOFC시스템의 효율에 근접한다.
- (4) SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템과 비교하여 SOFC시스템의 부하분담률은 증가하고 GT시스템의 부하분담률은 감소한다.
- (5) 873 K 이하 영역의 TIT는 가스터빈의 자력 구동을 어렵게 한다.



4.2.2 SOFC/ST 시스템

4.2.1에서 설명한 SOFC/GT 하이브리드시스템은 스택이 고압하에서 작동하므로 압력차에 의한 위험성을 내포하게 된다. 따라서 스택의 폐열을 이용하면서 스택을 상압 운전할 수 있는 안전한 방식으로 SOFC/ST 하이브리드시스템이 있다. 즉, 스택의 폐열을 이용하여 증기를 발생시키고 증기터빈을 구동하는 방식이다. 4.2.2에서는 이런 SOFC/ST 하이브리드시스템에 대하여 시스템을 구축하고 3장에서 기술한 방식으로 시스템의 성능 평가를 검토하고 있다. SOFC/ST 하이브리드시스템은 ST(Steam Turbine)의 추가적 연료를 ST 시스템에 공급하여 ST의 고압화가 가능한 SOFC/ST(추가연료 공급 방식) 하이브리드시스템과 스택의 폐열을 순수하게 이용하는 저압 ST 방식의 SOFC/ST(폐열 이용 방식) 하이브리드시스템으로 나누어 각각 4.2.2.1, 2에 기술하고 있다.

4.2.2.1 ST 보충 연료 공급 조건 (증기압 5 MPa 조건)

4.2.2.1.1 시스템 구성

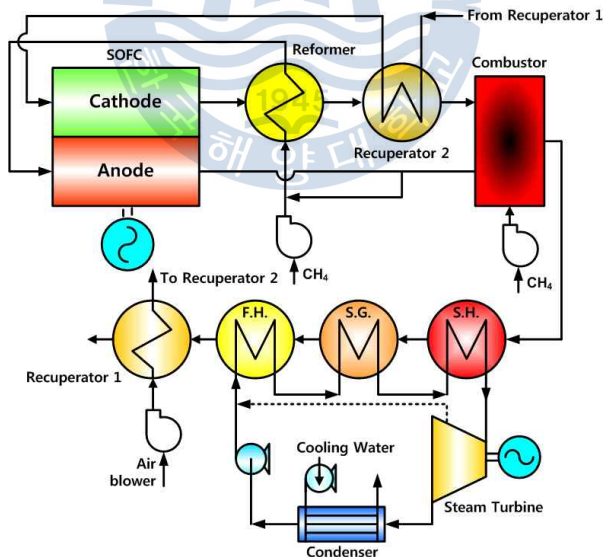


Fig. 4.24 외부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템
(ST 보충 연료 공급 조건)

Fig. 4.24는 연료전지/증기터빈 하이브리드시스템 구성도이며, 연료전지는 고체산화물형(SOFC)이고 메탄을 연료로 하는 수증기 외부 개질방식을 채택하고 있다. 잉여 에너지를 최대한 전력화하기 위함과 동시에 안전을 고려하여 가스터빈의 가압형이 아닌 상압운전이 가능한 증기터빈을 복합하였다.

시스템으로 공급된 메탄은 수증기의 농도가 높은 셀 연료극 재순환 가스와 혼합·예열되어 개질기로 보내어진다. 수소는 개질기에서 메탄과 수증기가 반응하여 생성되며 개질된 가스에는 수소 이외에도 일산화탄소, 이산화탄소, 수증기 및 개질되지 않은 소량의 메탄도 포함되어 있다. 고농도의 수소가스가 포함된 개질 가스는 셀의 연료극으로 공급된다. 공기는 전기화학반응용 산소의 공급과 셀 냉각용으로 사용되며 송풍기와 제1, 2 예열기를 거쳐 셀의 공기극으로 보내어진다. 공기 예열기의 설치는 연료전지 셀에서 공기와의 과도한 온도차로 인한 열응력의 발생을 억제시키기 위함이다. 셀의 연료극에서 수소와 일산화탄소는 공기극과 전해질 층을 거쳐 온 산소이온과 전기화학 반응하며 수증기와 이산화탄소를 생성하고 전자를 방출한다. 스택에 공급된 잉여의 공기는 반응의 비가역과정에 의하여 발생한 열을 흡수하여 방출되며 이 폐열은 개질기와 제2 공기예열기의 열원으로 재활용된다. 셀의 연료극 출구 가스는 미반응의 수소 및 일산화탄소 그리고 소량의 메탄이 포함되어 있으며 연소기에서 공기극의 토출 공기와 함께 연소된다. 연소기 출구의 고온 가스는 급수 예열기, 증기 발생기, 증기 과열기로 구성되는 보일러의 열원으로 이용된다. 또한 연소기 출구 가스온도 조절을 위한 추가적인 연료 공급선도 설치되어 있다. 증기터빈시스템은 전형적인 랭킨사이클을 기본으로 하여 재열 없는 1단 재생사이클로 구성하였다. 보일러 출구의 가스는 제1 공기예열기를 거쳐 시스템 외부로 방출된다. 여기서 스택의 공기극 입구 온도 즉, 제2 공기예열기의 출구온도는 공급유체의 최저온도(COT-200)로 고정하였다. 또한 증기터빈시스템의 증기 압력과 온도는 현재 랭킨사이클을 채용한 LNG선박을 모델로 하였고 연소기 출구 온도에 따라 제2 Fuel Feeder의 연료량이 조절된다. 본 시스템 성능해석에 사용한 조건들은 Table 4.4과 같으며 시뮬레이션 계산에 사용된 시스템의 모델링 방법은 2, 3장에서 기술한 바와 같다. 4.2.2에서는 본 시뮬레이션 모델을 사용하여 셀의 작동온도와 전류밀도, 연소기 출구 가스온도, 보일러 출구 가스온도가 시스템의 성능에 미치는 영향을 검토하고 있다.

Table 4.4 계산 조건

Electrical output (kW)	3000
Anode thickness (μm)	200
Cathode thickness (μm)	2000
Electrolyte thickness (μm)	20
Limiting current density (A/m^2)	9000
Inverter efficiency (%)	95
Reformer temperature effectiveness (%)	10
Steam turbine inlet pressure (kPa)	5000
Steam turbine inlet temperature (K)	773.15
Steam turbine outlet pressure (kPa)	10
Steam turbine efficiency (%)	80
Water pump efficiency (%)	85
Air blower adiabatic efficiency (%)	75
Air blower mechanical efficiency (%)	90
Air blower motor efficiency (%)	95
Fuel feeder1 adiabatic efficiency (%)	70
Fuel feeder1 mechanical efficiency (%)	90
Fuel feeder1 motor efficiency (%)	95
Fuel feeder2 adiabatic efficiency (%)	70
Fuel feeder2 mechanical efficiency (%)	90
Fuel feeder2 motor efficiency (%)	95
Recuperator1 pressure drop(air side) (%)	2
Recuperator2 pressure drop(air side) (%)	2
Stack pressure drop(air side) (%)	6
Reformer pressure drop(air side) (%)	4
Recuperator2 pressure drop(gas side) (%)	2
Combustor pressure drop(gas side) (%)	2
Superheater pressure drop(gas side) (%)	4
Steam generator pressure(gas side) (%)	4
Feedwater heater pressure(gas side) (%)	2
Mixer pressure drop(fuel side) (%)	2
Reformer pressure drop(fuel side) (%)	2
Stack pressure drop(fuel side) (%)	6
Combustor pressure drop(fuel side) (%)	8
Ambient temperature (K)	298.15
Ambient pressure (kPa)	101

4.2.2.1.2 작동온도의 영향

Fig. 4.25-(a), (b), (c), (d)는 전류밀도=3000 A/m^2 , 연소기 출구 가스온도=823 K, 보일러 출구 가스온도=473 K인 경우 시스템 특성에 대한 연료전지 스택 작동온도의 영향을 나타낸 것으로 Fig. 4.25-(a)는 셀의 유기전압과 공급 공기의 산소이용률을, Fig. 4.25-(b)는 시스템의 효율, Fig. 4.25-(c)는 시스템의 전기출력에 대한 연료전지와 증기터빈의 부하 분담률을 그리고 Fig. 4.25-(d)는 시스템 각부의 온도변화를 나타낸 것이다. 여기에서 공급공기의 산소이용률이란 공급된 공기의 총 산소량에 대한 스택 및 연소기의 전기화학 및 연소

반응에 사용된 산소량의 비를 말하며 하이브리드시스템의 전기적 효율은 총 공급된 메탄 저위발열량 기준으로 정의되며 하부시스템인 SOFC와 ST시스템의 전기적 효율은 SOFC를 위한 개질기로 공급된 메탄(Fuel feeder1)과 ST를 위한 연소기로 공급된 메탄(Fuel feeder2)을 기준으로 정의하였다.

Fig. 4.25-(a)는 스택 작동온도의 증가에 따라 셀의 유기전압과 스택의 산소이용률이 상승함을 보여준다. 유기전압의 증가는 작동온도 상승에 따른 가역 개회로전압의 감소에도 불구하고 활성화 과전압이 줄어드는 효과가 크게 나타나기 때문이다. 또한 스택의 산소이용률이 증가하는 것은 활성화 과전압과 함께 스택의 발열량이 감소하여 냉각에 소요되는 공기량이 줄어드는 영향 때문으로 Fig. 4.25-(c)에서 공기 송풍기 소요 동력의 감소로부터 확인할 수 있다. 그러나 연소기의 산소이용률은 거의 변화하지 않음을 알 수 있다. 이것은 연소기에 공급되는 추가 연료량(참조 Fig. 4.25-(b))이 스택의 공기량과 비례하여 변동하기 때문이다.

Fig. 4.25-(b)는 시스템의 각종 전기적 효율을 공급되는 메탄의 연료량의 변화와 함께 나타낸 것이다. Fig. 4.25-(b)에서 작동온도의 상승에 따라 SOFC시스템의 효율이 급증하는 것은 Fig. 4.25-(a)에서 기술한 바와 같이 셀의 유기전압이 증가함으로 인한 영향 때문이다. 반면 ST시스템의 효율이 거의 일정한 값으로 유지되는 것은 연소기용 연료량이 증기터빈의 전기적 출력(참조 Fig. 4.25-(c))에 비례하여 변동하기 때문이다. 따라서 하이브리드시스템의 전기적 효율은 이들 하부 시스템(SOFC, ST) 효율의 평균적인 값을 보인다. 즉, 스택의 작동온도의 증가에 따라 완만하게 상승하는 경향을 보인다. 아울러 하이브리드시스템의 효율은 낮은 스택의 작동온도 영역에서 연료전지시스템의 효율보다 높게 나타나고 있는데 이것은 낮은 스택의 작동온도 영역에서 발생하는 다량의 스택 폐열을 증기터빈에서 재활용하기 때문이다. 반대로 높은 스택의 작동온도 영역에서는 하이브리드시스템이 연료전지시스템의 효율보다 유리하지 못함을 알 수 있다. 이것은 높은 유기전압으로 연료전지시스템의 효율이 증기터빈시스템의 효율을 상회하기 때문이다. 또한 Fig. 4.25-(b)로부터 하이브리드시스템에 공급되는 연료량은 작동온도가 높아짐에 따라 감소함을 알 수 있는데 이것은 상술한 바와 같이 작동온도의 증가에 따라 전기적 효율이 좋아지기 때문이다. 그리고 작동온도가 낮은 영역에서 증기터빈이 연료전지보다 전기적 출력이 큼(참조 Fig. 4.25-(c))에도 불구하고 소요되는 연

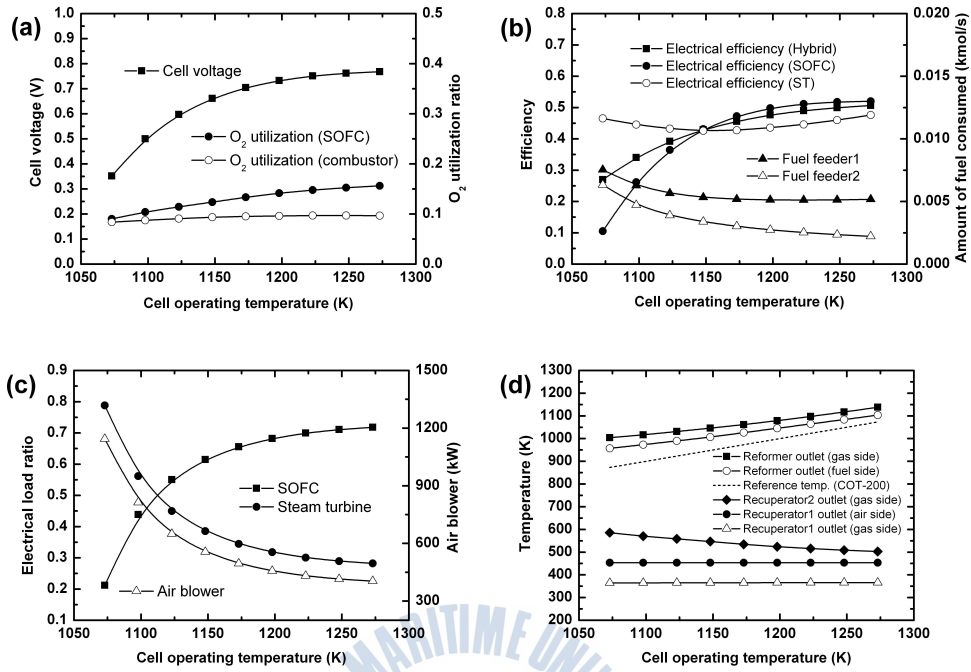


Fig. 4.25 작동온도의 영향

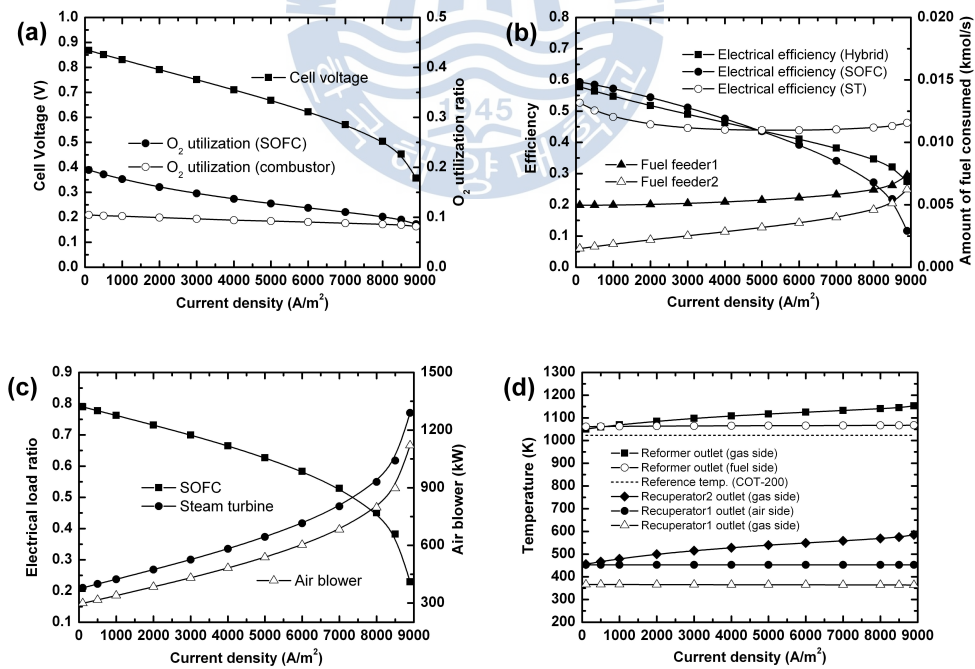


Fig. 4.26 전류밀도의 영향

료량이 작은 것은 연료전지에서 발생하는 다량의 폐열을 증기터빈에서 활용하므로 출력대비 연료량이 감소하기 때문이다.

Fig. 4.25-(c)에서 스택의 작동온도가 증가함에 따라 연료전지의 부하 분담률은 커지고 증기터빈의 부하 분담률은 점차 작아짐을 알 수 있다. 이것은 작동온도가 상승함에 따라 소요 공기량이 감소하여 증기 발생량과 함께 증기터빈의 전기적 출력이 줄어들어 그 만큼 연료전지에서 그 출력을 더 분담하기 때문이다.

Fig. 4.25-(d)에서 시스템 각 부의 온도는 스택 작동온도의 증가에 따라 상승하거나 일정히 유지되나 제2 공기예열기 출구 가스온도는 반대로 감소하고 있음을 볼 수 있다. 이것은 스택의 작동온도 증가에 따라 감소하는 공기량의 변화율이 개질기 연료량의 변화율보다 큰 이유로 공기량 대비 개질에 필요한 열량이 증가하여 개질기 출구 또는 제2 공기예열기 입구 가스온도의 상승폭이 작동온도의 상승폭보다 작게 되기 때문이다. 이것은 개질기 출구 가스온도와 제2 공기예열기 출구 공기온도(COT-200)의 차가 점차 작아짐으로부터 확인할 수 있다.

4.2.2.1.3 전류밀도의 영향

Fig. 4.26-(a), (b), (c), (d)는 스택 작동온도=1223 K, 연소기 출구 가스온도=823 K, 보일러 출구 가스온도=473 K인 경우 시스템 특성에 대한 셀 전류밀도의 영향을 나타낸 것이다.

Fig. 4.26-(a)는 전류밀도의 증가에 따라 셀 유기전압과 스택의 산소이용률이 감소함을 보여준다. 셀 유기전압이 감소하는 것은 전류밀도의 증가와 함께 큰 과전압이 발생하기 때문이며, 스택의 산소이용률이 저하하는 것은 과전압의 증가로 스택의 발열량이 늘어나 냉각을 위한 공기량의 공급이 더 요구되기 때문(참조 Fig. 4.26-(c))이다.

Fig. 4.26-(b)에서 하이브리드시스템의 전기적 효율은 전류밀도의 증가에 따라 감소함을 보여준다. 이와 같이 전기적 효율이 감소하는 것은 셀의 유기전압이 줄어들고 공기 송풍기의 소요 동력은 늘어나는 결과에 기인한다. 아울러 하이브리드시스템의 효율은 높은 전류밀도 영역에서 SOFC시스템의 효율보다 높게 나타나고 있는데 이것은 높은 전류밀도 영역에서 발생하는 다량의 스택 폐열을 증기터빈에서 재활용하기 때문이다. 또한 그림으로부터 전류밀

도가 커짐에 따라 하이브리드시스템에 공급되는 연료량이 증가함을 알 수 있는데 이것은 전류밀도의 증가와 함께 전기적 효율이 낮아지기 때문이다. 그리고 전류밀도가 높은 영역에서 연료전지가 증기터빈보다 전기적 출력이 낮음(참조 Fig. 4.26-(c))에도 불구하고 연료전지에 공급되는 연료량이 크게 소요되는 것은 4.2.2.1.2의 Fig. 4.26-(b)에서 설명한 바와 같다.

Fig. 4.26-(c)는 소요 공기량의 증가로 인한 증기터빈의 출력 상승과 이로 인하여 증기터빈의 부하 분담률의 증가를 설명하고 있다.

Fig. 4.26-(d)는 전류밀도의 변화에 따른 시스템 각부의 온도변화를 나타내고 있다. 여기에서 개질기와 제2 공기예열기 출구 가스온도가 상승하는 것은 4.2.2.1.2의 Fig. 4.26-(d)에서 설명한 특성의 반대되는 이유 때문이다.

4.2.2.1.4 연소기 출구 가스온도의 영향

Fig. 4.27-(a), (b), (c), (d)는 스택 작동온도=1223 K, 전류밀도=3000 A/m², 보일러 출구 가스온도=473 K인 경우 시스템 특성에 대한 연소기 출구 온도의 영향을 나타낸 것이다. 여기에서 연소기 출구 가스온도의 상승은 증기발생량과 증기터빈 출력의 증가를 의미한다.

Fig. 4.27-(a)로부터 연소기 출구 가스온도의 증가에 따라 셀의 유기전압과 스택의 산소 이용률에는 변화가 없지만 연소기의 산소이용률은 증가함을 알 수 있다. 연소기의 산소이용률이 증가하는 것은 연소기에 공급되는 메탄 연료량이 증가(참조 Fig. 4.27-(b))하기 때문이다.

Fig. 4.27-(b)에서 하이브리드시스템의 전기적 효율이 감소하는 것을 볼 수 있다. 이것은 효율이 낮은 증기터빈의 부하 분담률이 증가(참조 Fig. 4.27-(c))하기 때문이다. 그리고 하이브리드시스템의 효율이 SOFC시스템의 효율 보다 작은 것은 효율이 낮은 ST시스템의 영향이 커지기 때문으로 스택의 폐열이 아닌 연소기의 추가적 연료공급에 의한 증기터빈의 출력은 하이브리드시스템의 효율을 저하시킴을 알 수 있다.

Fig. 4.27-(c)는 연소기 출구 가스온도의 상승에 따라 증가하는 증기 발생량이 증기터빈의 출력과 부하분담률을 높이고 반대로 연료전지의 출력과 부하 분담률을 낮추고 있음을 보여준다.

Fig. 4.27-(d)로부터 연소기 출구의 가스온도가 증가함에도 불구하고 시스템의 각부 온도는 크게 변화하지 않음을 알 수 있다.

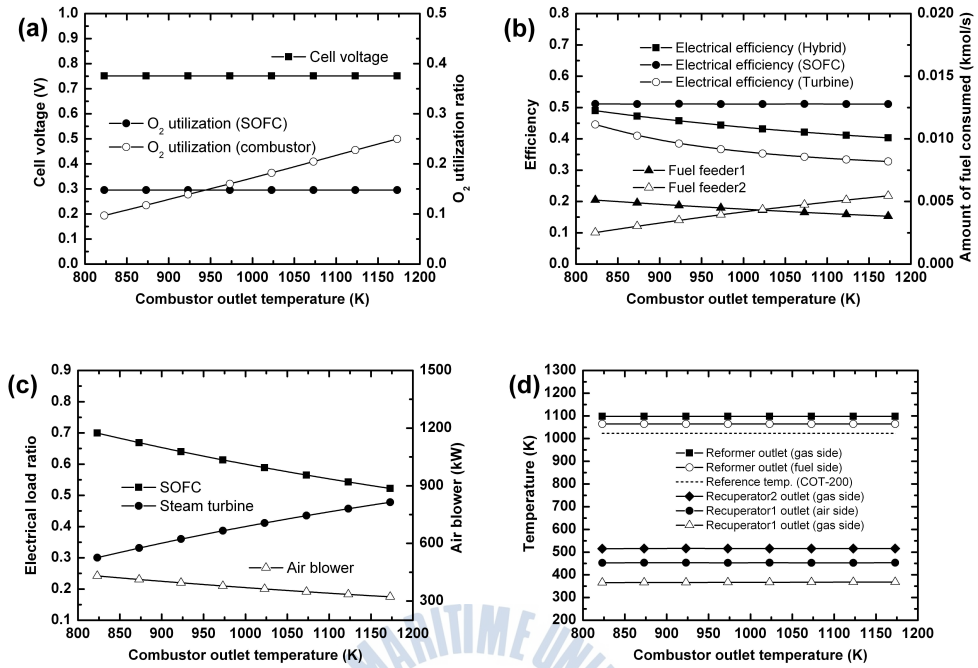


Fig. 4.27 연소기 출구 가스온도의 영향

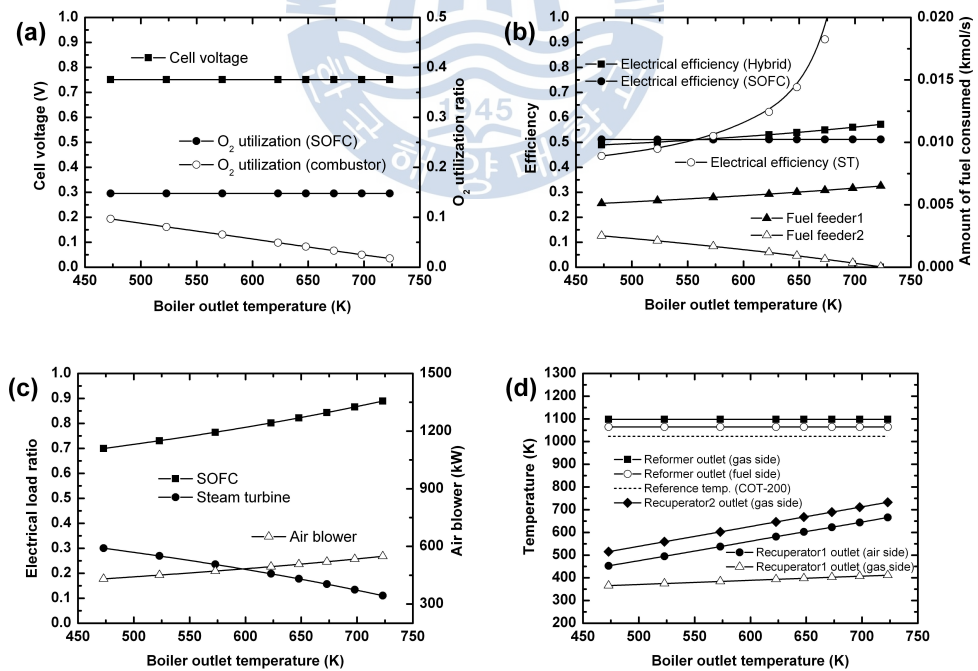


Fig. 4.28 보일러 출구 가스온도의 영향

4.2.2.1.5 보일러 출구 가스온도의 영향

Fig. 4.28-(a), (b), (c), (d)는 스택 작동온도=1223 K, 전류밀도=3000 A/m², 연소기 출구 가스온도=823 K인 경우 시스템 특성에 대한 보일러 출구 가스온도의 영향을 나타낸 것이다. 이 경우에서 보일러 출구 가스온도의 상승은 증기 발생량 및 증기터빈 출력의 감소(참조 Fig. 4.28-(c)), 제1 공기에열기 출구 공기온도 및 제2 공기에열기 출구 가스온도의 증가(참조 Fig. 4.28-(d)), 연소기 공급 연료량의 감소(참조 Fig. 4.28-(b))로 이어진다.

Fig. 4.28-(a)에서 보일러 출구 가스온도의 증가는 셀의 유기전압과 산소 이용률에는 큰 영향이 없지만 연소기 공급 연료량의 감소(참조 Fig. 4.28-(c))로 연소기의 산소 이용률이 작아짐을 알 수 있다.

Fig. 4.28-(b)는 하이브리드시스템의 전기적 효율이 부하 분담률이 큰(참조 Fig. 4.28-(c)) 연료전지시스템에 근접하여 변화하며, 보일러 출구 가스온도가 높은 영역에서 SOFC시스템의 전기적 효율 보다 다소 높게 나타남을 보여준다. 이것은 보일러 출구 가스온도의 상승이 제2 공기에열기 출구 가스온도의 증가, 연소기 공급 연료량의 감소를 야기하여 증기터빈시스템의 출력 감소와 함께 부하 분담률을 줄이지만 연료전지시스템 폐열의 의존도는 늘어나 ST시스템의 효율이 상승하기 때문이다.

Fig. 4.28-(c)에서 보일러 출구 가스온도의 상승이 제2 공기에열기 출구 가스온도의 증가, 연소기 공급 연료량의 감소를 야기하여 증기터빈의 출력과 부하 분담률을 낮추고 반대로 연료전지의 출력과 부하 분담률을 높이고 있음을 알 수 있다.

4.2.2.1.6 결과 정리

상압운전이 가능한 SOFC/ST(추가연료 공급 방식) 하이브리드시스템에 대한 스택의 작동온도와 전류밀도, 연소기 출구 온도, 보일러 출구 가스온도가 시스템의 성능에 미치는 영향 등을 시뮬레이션을 통하여 검토한 것으로 계산 조건과 범위 내에서 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 스택 작동온도에 대하여 하이브리드시스템의 전기적 효율은 연료전지시스템의 효율 보다 완만히 변화하며, 낮은 작동온도 영역에서 하이브리드시스템의 효율은 연료전지시스템의 효율보다 높게 나타난다.
- (2) 셀 전류밀도에 대하여 하이브리드시스템의 전기적 효율은 연료전지시스템

의 효율 보다 완만히 변화하며, 높은 전류밀도 영역에서 하이브리드시스템의 효율은 연료전지시스템의 효율보다 높게 나타난다.

(3) 연소기 또는 보일러 출구 가스온도의 변화로부터 스택의 폐열이 아닌 연소기의 추가적 연료공급에 의한 증기터빈 출력의 증가는 하이브리드시스템의 효율을 감소시킨다.



4.2.2.2.1 시스템 구성



본 시스템 성능해석에 사용한 조건들은 Table 4.5와 같으며 시뮬레이션 계산에 사용된 시스템의 모델링 방법은 2, 3장에서 기술한 바와 같다.

4.2.2.2에서는 본 시뮬레이션 모델을 사용하여 셀의 작동온도와 전류밀도가 시스템의 성능에 미치는 영향을 검토하고 그 결과를 SOFC/ST(추가연료 공급 방식) 하이브리드시스템의 것과 비교하고 있다.

Table 4.5 계산 조건

Electrical output (kW)	3000
Anode thickness (μm)	200
Cathode thickness (μm)	2000
Electrolyte thickness (μm)	20
Limiting current density (A/m^2)	9000
Inverter efficiency (%)	95
Reformer temperature effectiveness (%)	10
Steam turbine inlet pressure (kPa)	1500
Steam turbine inlet temperature (K)	573.15
Steam turbine outlet pressure (kPa)	10
Steam turbine efficiency (%)	80
Water pump efficiency (%)	85
Air blower adiabatic efficiency (%)	75
Air blower mechanical efficiency (%)	90
Air blower motor efficiency (%)	95
Fuel feeder1 adiabatic efficiency (%)	70
Fuel feeder1 mechanical efficiency (%)	90
Fuel feeder1 motor efficiency (%)	95
Fuel feeder2 adiabatic efficiency (%)	70
Fuel feeder2 mechanical efficiency (%)	90
Fuel feeder2 motor efficiency (%)	95
Recuperator1 pressure drop(air side) (%)	2
Recuperator2 pressure drop(air side) (%)	2
Stack pressure drop(air side) (%)	6
Reformer pressure drop(air side) (%)	4
Recuperator2 pressure drop(gas side) (%)	2
Combustor pressure drop(gas side) (%)	2
Superheater pressure drop(gas side) (%)	4
Steam generator pressure(gas side) (%)	4
Feedwater heater pressure(gas side) (%)	2
Mixer pressure drop(fuel side) (%)	2
Reformer pressure drop(fuel side) (%)	2
Stack pressure drop(fuel side) (%)	6
Combustor pressure drop(fuel side) (%)	8
Ambient temperature (K)	298.15
Ambient pressure (kPa)	101

4.2.2.2.2 작동온도의 영향

Fig. 4.30-(a), (b), (c), (d)는 전류밀도=3000 A/m^2 , 보일러 출구 가스온도=473 K인 경우 시스템 특성에 대한 연료전지 스택 작동온도의 영향을 나타낸 것이다. 각 그림에서는 SOFC/ST(폐열 이용 방식) 하이브리드시스템의 결

과를 실선으로 SOFC/ST(추가연료 공급 방식) 하이브리드시스템의 결과(연소기 출구 가스온도=823 K)를 점선으로 나타내어 비교하고 있다. 여기에서 하부시스템의 효율은 연소기에 공급되는 연료가 없으므로 SOFC시스템의 효율만을 정의한다.

Fig. 4.30-(a), (b), (c), (d)에서 스택 작동온도에 따른 SOFC/ST(폐열 이용 방식) 하이브리드시스템의 성능 특성은 SOFC/ST(추가연료 공급 방식) 하이브리드시스템과 비슷하므로 두 시스템을 비교한 차이점만을 아래에 기술한다.

Fig. 4.30-(a)에서 SOFC/ST(추가연료 공급 방식) 하이브리드시스템과 비교하여 연소기의 산소이용률이 크게 감소하였음을 알 수 있다. 이것은 추가적인 연료의 공급없이 연소기에서 스택 연료극의 H_2 , CO , CH_4 와 같은 미반응 가스만이 연소되기 때문이다.

Fig. 4.30-(b)에서 SOFC/ST(폐열 이용 방식) 하이브리드시스템의 효율은 하부시스템인 SOFC시스템의 효율보다 일정률로 증가하여 나타나고 있다. 이것은 하부시스템인 ST시스템에서 스택의 순수한 폐열로만 전력을 발생시키므로 추가적인 연료의 공급이 없이 하이브리드시스템의 전기적 출력이 늘어나기 때문이다. 또한 이것은 SOFC/ST(폐열 이용 방식) 하이브리드시스템의 공급 연료량(Fuel feeder1)이 SOFC/ST(추가연료 공급 방식) 하이브리드시스템의 공급 연료량(Fuel feeder1+Fuel feeder2)보다 감소하는 것으로부터도 확인할 수 있다.

Fig. 4.30-(c)에서 SOFC시스템의 부하분담률은 증가하고 ST시스템의 부하분담률은 감소함을 볼 수 있다. 이것은 공기량의 증가 즉, 연소가스량의 증가에도 불구하고 연소가스 온도가 낮아 ST시스템의 출력은 줄어들고 그 만큼을 SOFC시스템에서 더 부담하기 때문이다. 공기량이 증가한 것은 SOFC시스템의 부하분담률이 증가하여 스택의 공기에 의한 냉각 수요량이 늘어났기 때문이다.

Fig. 4.30-(d)에서 시스템 각 부의 온도는 스택 작동온도의 증가에 따라 상승하거나 일정히 유지되나 제2 공기예열기 출구 가스온도는 반대로 감소하고 있음을 볼 수 있다. 이것은 제1 공기예열기 출구 공기온도는 일정한데 제2 공기예열기 출구 공기온도는 스택의 작동온도(COT)에 따라 증가해야 하기 때문이다. 그림에서 SOFC/ST(폐열 이용 방식) 하이브리드시스템의 연소기

출구 온도가 SOFC/ST(추가연료 공급 방식) 하이브리드시스템보다 상당히 낮음을 알 수 있다. 이 연소기 출구 가스온도 조건으로 구성될 수 있는 ST의 입구 증기상태는 Table 4.5에서 나타낸 바와 같이 1.5 MPa, 573.15 K정도 이다.

4.2.2.2.3 전류밀도의 영향

Fig. 4.31-(a), (b), (c), (d)는 스택 작동온도=1223 K, 보일러 출구 가스온도=473 K인 경우 시스템 특성에 대한 셀 전류밀도의 영향을 나타낸 것이다. 각 그림에서는 SOFC/ST(폐열 이용 방식) 하이브리드시스템의 결과를 실선으로 SOFC/ST(추가연료 공급 방식) 하이브리드시스템의 결과(연소기 출구 가스온도=823 K)를 점선으로 나타내어 비교하고 있다.

Fig. 4.31-(a), (b), (c), (d)에서 스택 전류밀도에 따른 SOFC/ST(폐열 이용 방식) 하이브리드시스템의 성능 특성은 SOFC/ST(추가연료 공급 방식) 하이브리드시스템과 비슷하므로 두 시스템을 비교한 차이점만을 아래에 기술한다.

Fig. 4.31-(a)에서 SOFC/ST(추가연료 공급 방식) 하이브리드시스템과 비교하여 연소기의 산소이용률이 크게 감소하였음을 알 수 있다. 이것은 추가적인 연료의 공급없이 연소기에서 스택 연료극의 H_2 , CO , CH_4 와 같은 미반응 가스만이 연소되기 때문이다.

Fig. 4.31-(b)에서 SOFC/ST(폐열 이용 방식) 하이브리드시스템의 효율은 하부시스템인 SOFC시스템의 효율보다 일정률로 증가하여 나타나고 있다. 이것은 하부시스템인 ST시스템에서 스택의 순수한 폐열로만 전력을 발생시키므로 추가적인 연료의 공급이 없이 하이브리드시스템의 전기적 출력이 늘어나기 때문이다. 또한 이것은 SOFC/ST(폐열 이용 방식) 하이브리드시스템의 공급 연료량(Fuel feeder1)이 SOFC/ST(추가연료 공급 방식) 하이브리드시스템의 공급 연료량(Fuel feeder1+Fuel feeder2)보다 감소하는 것으로부터도 확인할 수 있다.

Fig. 4.31-(c)에서 SOFC시스템의 부하분담률은 증가하고 ST시스템의 부하분담률은 감소함을 볼 수 있다. 이것은 공기량의 증가 즉, 연소가스량의 증가에도 불구하고 연소가스 온도가 낮아 ST시스템의 출력은 줄어들고 그 만큼을 SOFC시스템에서 더 부담하기 때문이다. 공기량이 증가한 것은 SOFC시스템

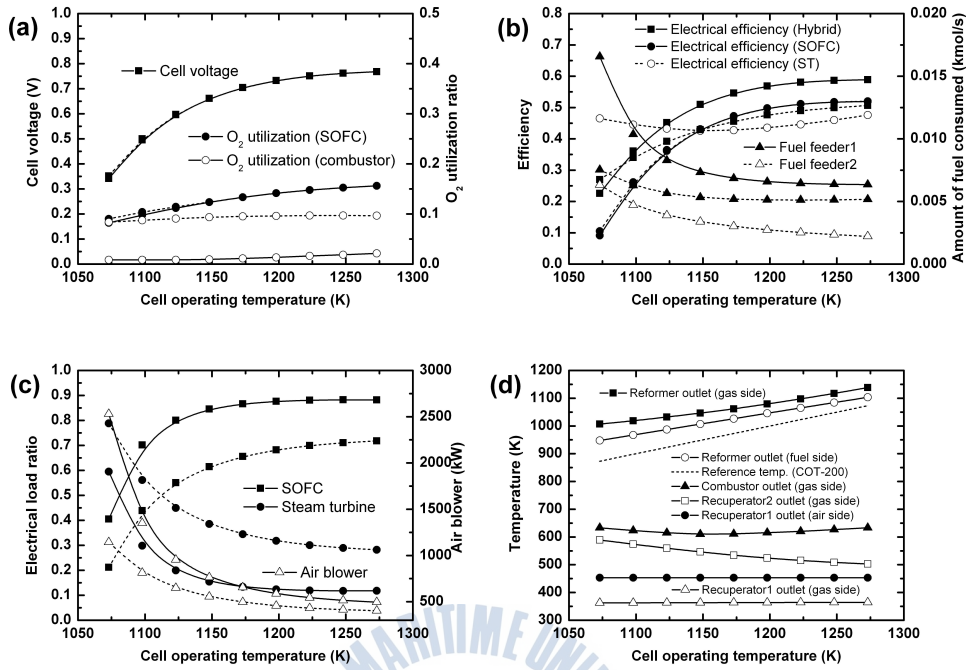


Fig. 4.30 작동온도의 영향

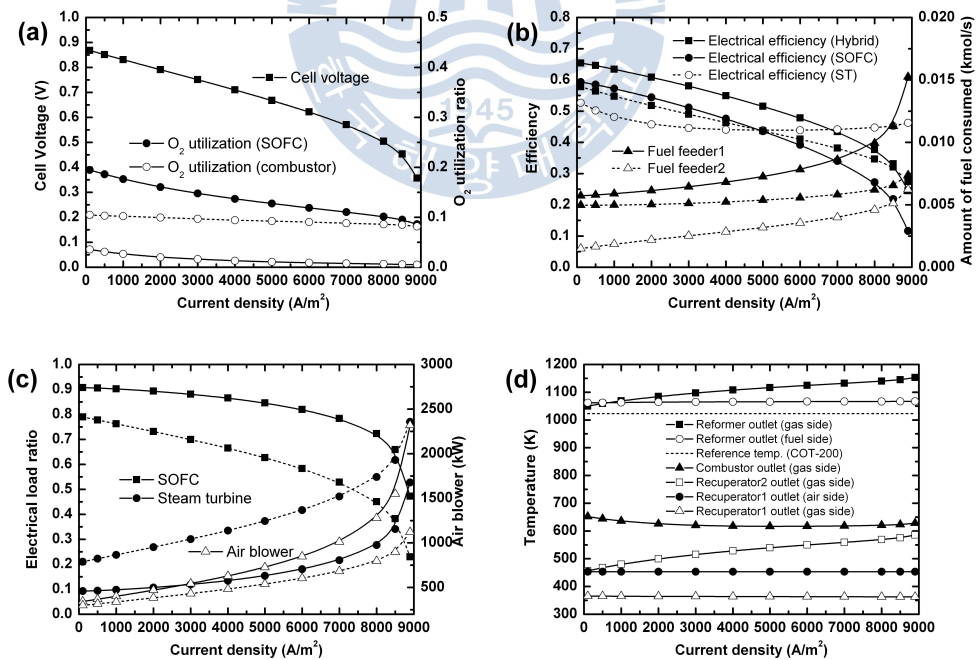


Fig. 4.31 전류밀도의 영향

의 부하분담률이 증가하여 스택의 공기에 의한 냉각 수요량이 늘어났기 때문이다.

Fig. 4.31-(d)는 전류밀도의 변화에 따른 시스템 각부의 온도변화를 나타내고 있다. 그림은 SOFC/ST(추가연료 공급 방식) 하이브리드시스템과 다르게 제2 공기에열기 출구 가스온도가 증가하고 있음을 볼 수 있다. 이것은 전류밀도의 증가에 따라 스택의 폐열이 증가하여 개질기 출구 가스온도가 높아지기 때문이다.

4.2.2.2.4 결과 정리

상압운전이 가능한 SOFC/ST(폐열 이용 방식) 하이브리드시스템에 대한 스택의 작동온도와 전류밀도가 시스템의 성능에 미치는 영향 등을 시뮬레이션을 통하여 검토한 것으로 계산 조건과 범위 내에서 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 스택의 작동온도 및 전류밀도에 대하여 SOFC/ST(폐열 이용 방식) 하이브리드시스템의 전기적 효율은 SOFC시스템의 효율보다 거의 비례적으로 증가하고 있다.
- (2) SOFC/ST(폐열 이용 방식) 하이브리드시스템은 SOFC/ST(추가연료 공급 방식) 하이브리드시스템보다 부하분담률에서 SOFC시스템은 증가하고 ST시스템은 감소하는 경향을 보인다.

4.2.3 SOFC/GT/ST 시스템

4.2.1에서 설명한 SOFC/GT 하이브리드시스템은 여전히 GT 하류에 많은 폐열을 발생시키고 있다. 따라서 시스템 효율의 최대화를 위해서 가스터빈 하류의 폐열도 동력화에 이용할 필요가 있으며 이런 목적으로 증기터빈을 결합시킨 SOFC/GT/ST (Solid Oxide Fuel Cell/Gas Turbine/Steam Turbine) 하이브리드시스템은 가스터빈 하류의 중·저온 폐열로부터 추가적 동력을 발생시킬 수 있다. 4.2.3에서는 이런 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템에 대하여 시스템을 구축하고 2장에서 기술한 방식으로 시스템의 성능 평가를 검토하고 있다. SOFC/GT/ST 하이브리드시스템은 유냉각 GT 방식과 무냉각 GT 방식으로 나누어 각각 4.2.3.1, 2에 기술하고 있다.

4.2.3.1 GT 유냉각 조건

4.2.3.1.1 시스템의 구성

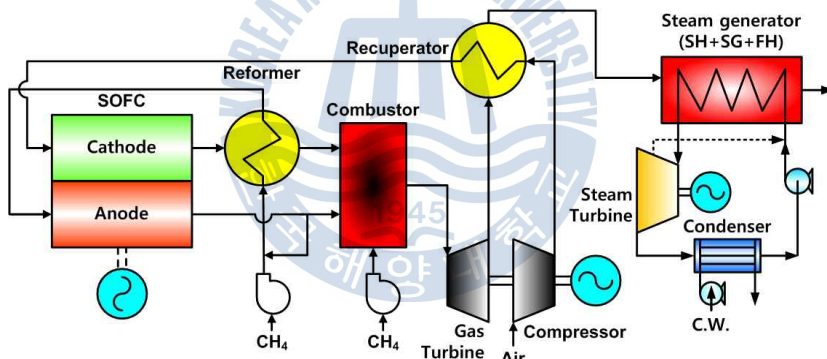


Fig. 4.32 외부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템
(GT 유냉각 조건)

Fig. 4.32는 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 GT 유냉각 조건의 구성도이며, 연료전지는 고체산화물형(SOFC)이고 메탄을 연료로 하는 수증기 외부 개질방식을 채택하고 있다. 시스템 효율의 최대화를 위해서 가스터빈 하류의 폐열도 동력화에 이용할 필요가 있으며 이런 목적으로 가스터빈/증기터빈을 복합하였다.

시스템으로 공급된 메탄은 수증기의 농도가 높은 셀 연료극 출구의 재순환 가스와 혼합·예열되어 개질기로 보내어진다. 수소는 개질기에서 메탄과 수증기가 반응하여 생성되며 개질된 가스에는 수소 이외에도 일산화탄소, 이산화탄소, 수증기 및 개질되지 않은 소량의 메탄도 포함되어 있다. 고농도의 수소 가스가 포함된 개질 가스는 셀의 연료극으로 공급된다. 공기는 전기화학반응용 산소의 공급과 셀 냉각용으로 사용되며 공기 압축기와 예열기를 거쳐 셀의 공기극으로 보내어진다. 여기에서 공기 예열기는 연료전지 셀과 공기와의 과도한 온도차로 인한 열응력의 발생을 억제시키기 위함이다. 셀의 연료극에 공급된 반응 연료인 수소와 일산화탄소는 공기극과 전해질 층을 거쳐 온 산소이온과 전기화학 반응하여 수증기와 이산화탄소를 생성하고 전자를 방출함으로써 연료의 화학적 에너지를 전력화한다. 스택에 공급된 공기는 반응의 비가역과정에 의하여 발생한 열을 흡수하며 이 폐열은 개질기의 열원으로 재 활용된다. 셀의 연료극 출구 가스에 포함된 미반응의 수소 및 일산화탄소 그리고 소량의 메탄은 연소기에서 공기극의 출구 공기와 함께 연소된다. 연소기에 추가적으로 공급되는 연료량은 요구되는 고온의 연소기 출구 가스온도 즉, 가스터빈 입구온도(TIT)에 따라 조절되며, TIT는 공기 예열기의 공기측 출구온도 즉, 셀 공기극 입구 온도를 일정(COT-200 K)하게 유지하기 위하여 조절된다. 고온의 연소기 출구 가스는 가스터빈으로 유입, 단열 팽창되며 가스터빈에서 발생한 동력은 공기의 압축 및 발전에 사용된다. 가스터빈의 출구 가스는 대기로 방출되기에 앞서 공기 예열기와 보일러 증기발생기의 열원으로 사용된다. 증기터빈시스템은 전형적인 랭킨사이클을 기본으로 하여 재열 없는 1단 재생사이클로 구성하였다. 여기에서 COT-200 K로 일정히 유지되는 공기극 입구 온도는 셀에서의 과도한 열응력을 억제시키면서 냉각능력을 최대화하기 위한 최저온도이다.

본 시스템 성능해석에 사용한 조건들은 Table 4.6와 같으며 시뮬레이션 계산에 사용된 시스템의 모델링 방법은 2, 3장에서 기술한 바와 같다.

4.2.3.1에서는 본 시뮬레이션 모델을 사용하여 셀의 작동온도와 전류밀도, 가스터빈의 압력비가 시스템의 성능에 미치는 영향을 검토하고 그 결과를 기타 시스템들과 간단히 비교하고 있다.

Table 4.6 계산 조건

Electrical output (kW)	3000
Anode thickness (μm)	200
Cathode thickness (μm)	2000
Electrolyte thickness (μm)	20
H ₂ utilization ratio (%)	80
Limiting current density (A/m^2)	9000
Inverter efficiency (%)	95
Reformer temperature effectiveness (%)	10
Recuperator temperature effectiveness (%)	85
Steam carbon ratio	3
Air compressor adiabatic efficiency (%)	75
Gas turbine adiabatic efficiency (%)	0.82
Gas turbine mechanical efficiency (%)	0.93
Generator efficiency (%)	0.97
Converter efficiency (%)	0.95
Steam turbine inlet pressure (kPa)	1500
Steam turbine inlet temperature (K)	573.15
Steam turbine outlet pressure (kPa)	10
Steam turbine efficiency (%)	80
Boiler outlet gas temperature (K)	423.15
Water pump efficiency (%)	85
Fuel feeder adiabatic efficiency (%)	70
Fuel feeder mechanical efficiency (%)	90
Fuel feeder motor efficiency (%)	95
Recuperator pressure drop(air side) (%)	4
Stack pressure drop(air side) (%)	6
Reformer pressure drop(air side) (%)	4
Combustor pressure drop(gas side) (%)	2
Gas turbine pressure drop (%)	79
Recuperator pressure drop(gas side) (%)	2
Boiler pressure drop(gas side) (%)	3
Mixer pressure drop(fuel side) (%)	2
Reformer pressure drop(fuel side) (%)	2
Stack pressure drop(fuel side) (%)	6
Combustor pressure drop(fuel side) (%)	8
Ambient temperature (K)	298.15
Ambient pressure (kPa)	101

4.2.3.1.2 작동온도의 영향

Fig. 4.33-(a), (b), (c), (d)는 전류밀도 $3000 \text{ A}/\text{m}^2$, 가스터빈 압력비 4인 경우 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템 특성에 대한 연료전지 스택 작동온도의 영향을 나타낸 것으로 Fig. 4.33-(a)는 셀의 유기전압과 공기의 산소이용률을, Fig. 4.33-(b)는 시스템의 효율과 연료량, Fig. 4.33-(c)는 시스템의 전기출력에 대한 SOFC, GT, ST의 부하 분담률을 그리고 Fig. 4.33-(d)는 시스템 각부의

온도변화를 나타낸 것이다. 여기에서 공급공기의 산소이용률이란 공급된 공기의 총 산소량에 대한 스택 및 연소기의 전기화학 및 연소 반응에 사용된 산소량의 비를 말하며 하이브리드시스템의 전기적 효율은 총 공급된 메탄 저위발열량 기준으로 정의되며 하부시스템인 SOFC와 GT시스템의 전기적 효율은 SOFC를 위한 개질기로 공급된 메탄(Fuel feeder1)과 GT를 위한 연소기로 공급된 메탄(Fuel feeder2)을 기준으로 정의하였고 비교를 위하여 GT를 위한 연소기로 공급된 메탄(Fuel feeder2)을 기준으로 GT/ST시스템의 전기적 효율도 정의하였다.

Fig. 4.33-(a)에서 스택 작동온도의 증가에 따라 셀의 유기전압과 산소이용률이 높아짐을 알 수 있다. 유기전압의 증가는 작동온도 상승에 따른 가역 개회로전압의 감소에도 불구하고 활성화 과전압이 줄어드는 효과가 크게 나타나기 때문이다. 그리고 스택의 산소이용률이 증가하는 것은 활성화 과전압과 함께 스택의 발열량이 감소하여 냉각에 소요되는 공기량이 줄어드는 영향 때문으로 Fig. 4.33-(c)에서 공기압축기 소요 동력의 감소로부터 확인할 수 있다. 연소기의 산소이용률 또한 공급된 연료량(참조 Fig. 4.33-(b))에 대한 공기량의 감소로 증가한다.

Fig. 4.33-(b)는 시스템의 전기적 효율을 메탄의 공급량의 변화와 함께 나타낸 것이다. 그림에서 작동온도의 상승에 따라 하부 시스템인 SOFC시스템의 효율이 크게 증가하는 것은 Fig. 4.33-(a)에서 기술한 바와 같이 셀의 유기전압이 증가하기 때문이다. 반면 하부 시스템인 GT시스템의 전기적 효율은 작지만 완만하게 증가하는 경향을 보인다. 이것은 큰 변동이 없는 부하 분담률(참조 Fig. 4.33-(c))에 대하여 스택 작동온도의 상승에 따라 가스터빈 입구 가스온도가 상승(참조 Fig. 4.33-(d))하고 공기압축기의 소요 동력이 감소하는 영향 때문이다. 그리고 GT/ST시스템의 전기적 효율은 전술한 GT시스템의 전기적 효율에 ST시스템에서 발생된 전기적 출력(참조 Fig. 4.33-(c))의 추가적 영향이 더해져서 나타난다. ST시스템에서 발생되는 전기적 출력은 공기량에 비례하는 가스유량과 증기 발생기의 입구인 공기 예열기 출구 온도(참조 Fig. 4.33-(d))로부터 예측할 수 있다. 결국 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율은 하부 시스템인 SOFC시스템과 GT/ST시스템의 평균적인 값으로 나타난다. 그림으로부터 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율은 SOFC시스템의 것과 비교하여 낮은 작동온도 영역에서의 효율을 개선함으로

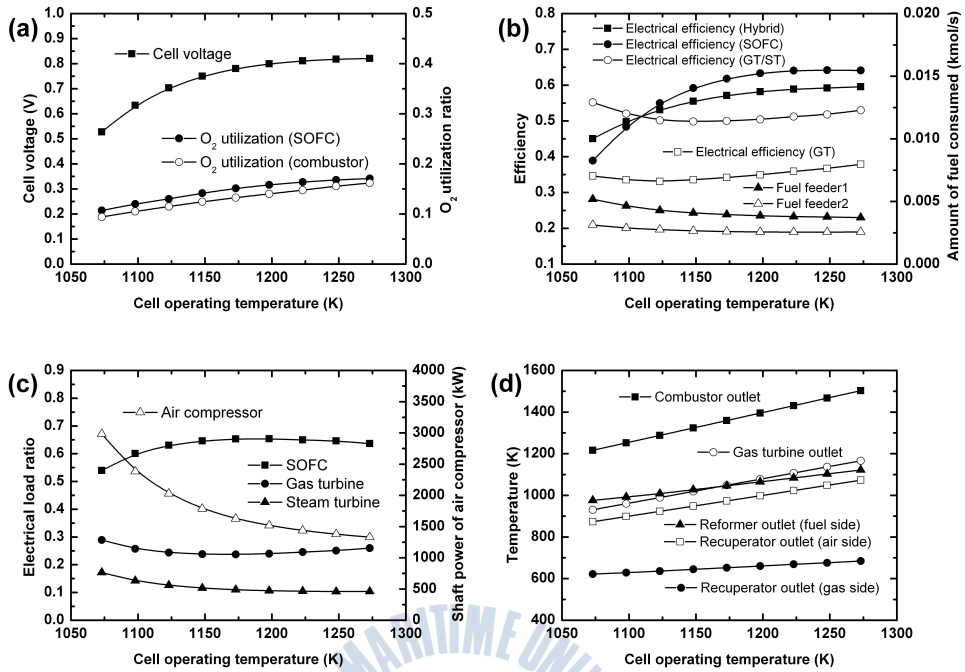


Fig. 4.33 작동온도의 영향

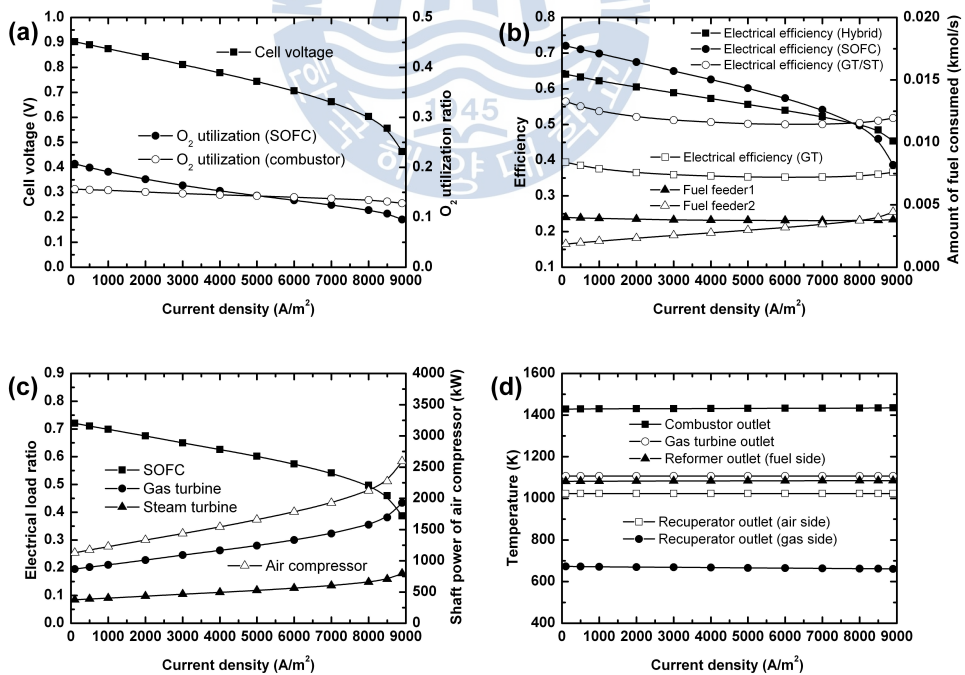


Fig. 4.34 전류밀도의 영향

서 작동온도 범위에 대한 효율의 급격한 변화를 완화시키고 있음을 알 수 있다. 여기에서 SOFC시스템의 효율이 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 효율보다 전반적인 범위에서 크게 나타나고 있지만 이것은 하부시스템으로서 SOFC시스템의 전기적 효율에 공기압축기의 동력이 포함되어 있기 않기 때문으로 실제의 독립적인 단독 SOFC시스템의 효율은 이것보다 떨어진다. 단독 SOFC시스템과의 효율 비교는 4.2.3.1.5에서 후술한다.

Fig. 4.33-(c)에서 SOFC시스템, GT시스템, ST시스템의 부하 분담률은 다소 완만하게 증가 또는 감소하지만 큰 변동 없이 거의 일정에 가까운 값을 유지하는 특성을 보인다. 이것은 작동온도의 증가에 따라 연소기 출구 온도가 상승하고 공기량 즉, 가스유량이 감소하는 상쇄적 효과가 GT시스템과 ST시스템에 작용하여 고른 전기적 출력을 보임으로서 그 나머지를 SOFC시스템에서 분담하기 때문이다. 그리고 그림에서처럼 공기압축기의 소요 동력이 작동온도의 증가에 따라 감소하는 것은 Fig. 4.33-(a)에서 기술한 바와 같다.

Fig. 4.33-(d)는 시스템 각 부의 온도가 스택 작동온도와 함께 증가하는 것을 보여준다. 이것은 공기극 입구 온도(COT-200 K)를 일정으로 유지하기 위하여 작동온도의 증가와 함께 연소기 출구의 온도가 높아져야 하기 때문이다.

4.2.3.1.3 전류밀도의 영향

Fig. 4.34-(a), (b), (c), (d)은 스택 작동온도 1223 K, 가스터빈 압력비 4인 경우 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템 특성에 대한 셀 전류밀도의 영향을 나타낸 것이다.

Fig. 4.34-(a)에서 전류밀도의 증가에 따라 셀 유기전압과 스택의 산소이용률은 감소하지만 연소기의 산소이용률은 거의 일정하다는 것을 알 수 있다. 셀 유기전압이 감소하는 것은 전류밀도의 증가와 함께 큰 과전압이 발생하기 때문이며, 스택의 산소이용률이 저하하는 것은 과전압의 증가로 스택의 발열량이 늘어나 냉각을 위한 공기량이 더 요구되기(참조 Fig. 4.34-(c)) 때문이다. 반면에 연소기 산소이용률은 연소기 출구의 일정 가스온도(참조 Fig. 4.34-(d))에 따라 공기량과 연료량이 같이 연동(참조 Fig. 4.34-(b), (c))하기 때문에 거의 일정한 값을 유지하게 된다.

Fig. 4.34-(b)에서 하부 시스템인 SOFC시스템의 전기적 효율이 전류밀도의

증가에 따라 크게 감소하는 것은 Fig. 4.34-(a)에서 기술한 바와 같이 셀의 유기전압이 크게 줄어들기 때문이다. 또한 하부 시스템인 GT시스템의 전기적 효율에 큰 변동이 없는 것은 연소기 출구(가스터빈 입구) 가스온도(참조 Fig. 4.34-(c)) 일정에 따라 공기량과 함께 연료량 및 출력이 비례적으로 변동(참조 Fig. 4.34-(b), (c))하기 때문이다. 그리고 그림에서 GT/ST시스템의 전기적 효율은 전술한 GT시스템의 전기적 효율에 ST시스템에서 발생된 전기적 출력(참조 Fig. 4.34-(c))의 추가적 영향을 더하여 나타난다. 결국 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율은 하부 시스템인 SOFC시스템과 GT/ST시스템의 평균적인 값을 취하며 전류밀도 증가에 따른 SOFC시스템 효율의 감소를 상당히 개선하고 있다.

Fig. 4.34-(c)에서 SOFC시스템의 부하 분담률이 감소하는 것은 SOFC시스템의 일정한 연료 공급에도 불구하고 Fig. 4.34-(a)에서 전술한 바와 같이 전류밀도의 증가에 따른 유기전압의 감소 때문이다. 반면 전류밀도의 증가와 함께 GT시스템과 ST시스템의 부하 분담률이 증가하는 것은 공기량과 함께 가스터빈과 증기발생기에 유입되는 연소 가스량이 증가하기 때문이다.

Fig. 4.34-(d)는 전류밀도의 변화에도 불구하고 시스템 각부의 온도는 거의 일정하다는 것을 보여준다. 이것은 일정한 공기극의 입구 온도에 따라 공기 예열기의 가스측 상류 및 하류의 온도가 영향을 받기 때문이다.

4.2.3.1.4 압력비의 영향

Fig. 4.35-(a), (b), (c), (d)는 스택 작동온도 1223 K, 전류밀도 3000 A/m²인 경우 SOFC/GT/ST 시스템 특성에 대한 가스터빈 압력비의 영향을 나타낸 것이다.

Fig. 4.35-(a)는 가스터빈의 압력비가 높아짐에 따라 셀의 유기전압과 스택의 산소 이용률이 약간 증가하는 경향을 보인다. 이 유기전압의 변화는 가스터빈 압력비의 증가와 함께 스택의 동작 압력이 높아짐에 따라 네른스트 효과와 활성화 과전압이 감소하는 영향 때문이다. 그림에서 스택 산소 이용률의 변화는 유기전압의 증가에 따른 냉각 공기량의 감소에 기인하고 있다. 또한 그림은 가스터빈의 압력비가 높아짐에 따라 연소기 산소이용률이 크게 증가하는 경향을 보이는데 이것은 GT시스템의 부하 분담률의 변화(참조 Fig. 4.35-(c))와 관련하여 공급되는 연료량이 증가(참조 Fig. 4.35-(b))하기 때문이

다.

Fig. 4.35-(b)에서 GT시스템의 전기적 효율이 가스터빈 압력비의 증가와 함께 크게 감소하는 것을 볼 수 있다. 이것은 가스터빈 압력비의 증가와 함께 가스터빈 입구 온도가 크게 상승(참조 Fig. 4.35-(d))하여 출력이 늘어나지만 공기 압축기의 소요 동력이 더욱 급격하게 늘어나 전기적 출력의 증분(참조 Fig. 4.35-(c))이 연료량의 증분보다 작아지기 때문이다. GT/ST시스템의 전기적 효율은 4.2.3.1.2와 4.2.3.1.3에서 기술한 바와 같이 ST시스템의 전기적 출력이 GT시스템에 포함되어 나타나며 이에 따라 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율도 거의 일정한 SOFC시스템의 전기적 효율에 대하여 완만히 감소하는 경향을 나타낸다.

Fig. 4.35-(c)는 SOFC시스템의 부하 분담률이 가스터빈 압력비의 증가와 함께 완만히 감소하다가 일정히 유지됨을 보여준다. 이것은 가스터빈 압력비와 함께 증가하지만 그 증분이 점차 줄어드는 GT/ST시스템의 출력의 나머지를 SOFC시스템에서 분담하기 때문으로 Fig. 4.35-(b)에서 SOFC시스템에 공급되는 연료량의 변화로부터도 확인할 수 있다. 여기에서 ST시스템의 출력이 가스터빈 압력비의 증가와 함께 일정한 증분을 보이는 것은 공기량의 감소로 증기발생기로 유입되는 가스량이 줄지만 증기발생기의 입구온도가 증가(참조 Fig. 4.35-(d))하는 효과가 크게 나타나기 때문이다.

Fig. 4.35-(d)로부터 가스터빈 압력비의 증가에 따라 점차 상승하는 연소기 출구 가스온도(가스터빈 입구 온도)의 변화를 볼 수 있다. 이것은 공기극 입구 온도 조건(COT-200 K)을 유지시키기 위한 공기 예열기 입구 가스온도(가스터빈 출구 온도)에 대하여 가스터빈의 입구 온도가 가스터빈 압력비와 함께 증가하는 출력만큼 상승해야 하기 때문이다. 또한 그림은 압력비 3 이하의 영역에서 증기 발생기 입구 가스온도가 증기압력 조건 1500 kPa을 유지하기 위한 최저 온도선(점선)을 하회하므로 설정된 증기 압력보다 낮추어 운전해야 함을 보여준다.

4.2.3.1.5 성능비교

Fig. 4.36-(a), (b)는 작동온도와 전류밀도에 따른 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율을 단독 SOFC시스템과 SOFC/GT 하이브리드시스템의 공기극 온도 일정 조건의 결과와 비교하여 나타낸 것이다. 여기에서 단독

SOFC시스템의 전기적 효율은 공기 블로워 또는 압축기의 동력을 포함한 것으로 Fig. 4.32, 33, 34-(b)에서의 SOFC시스템의 전기적 효율보다 많이 떨어진다. 그림에서 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율은 낮은 작동온도 및 높은 전류밀도 영역에서 단독 SOFC시스템의 급격한 효율의 저하를 상당히 개선하여 비교적 고른 효율 분포를 유지하는 특성을 보인다. 더불어 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율은 하부시스템인 ST시스템의 효과로 전반적인 효율의 상승도 유도하고 있다.

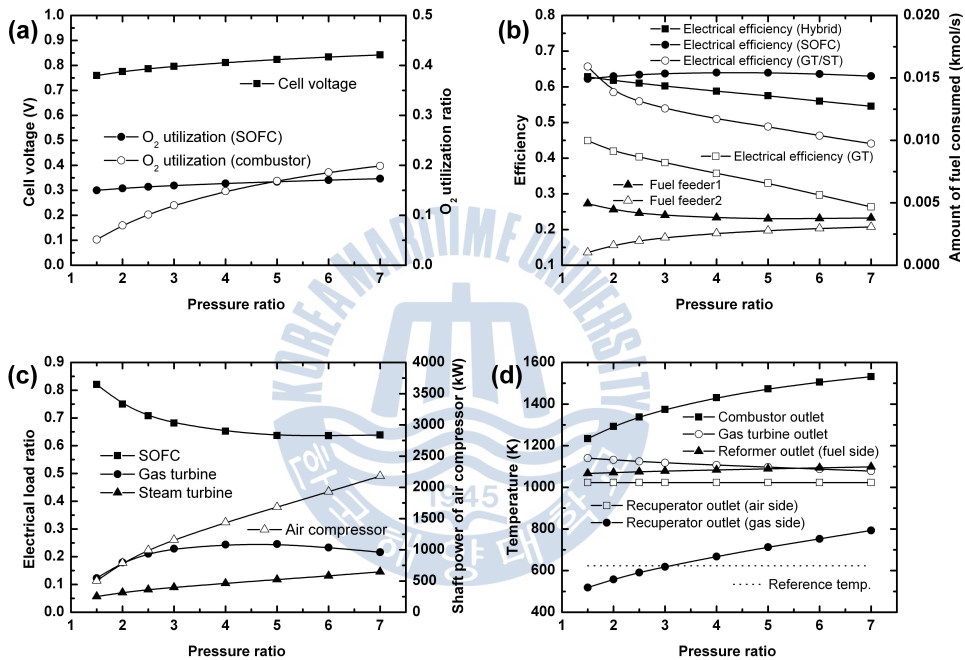


Fig. 4.35 압력비의 영향

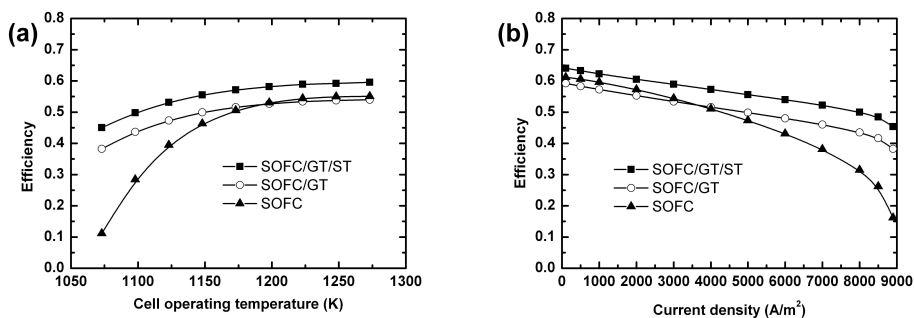


Fig. 4.36 성능비교

4.2.3.1.6 결과 정리

SOFC/GT/ST 하이브리드시스템에 대한 스택의 작동온도와 전류밀도, 가스터빈 압력비가 시스템의 성능에 미치는 영향 등을 시뮬레이션을 통하여 검토, 비교한 것으로 계산 조건과 범위 내에서 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 연료전지시스템의 폐열을 적극 활용하여 효율을 최대화하기 위한 한 방안으로 구성된 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 가능성을 확인하였다.
- (2) SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율은 하부시스템인 SOFC시스템과 GT/ST시스템의 평균적인 값을 갖는다.
- (3) SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율은 작동온도가 높을수록, 전류밀도와 가스터빈 압력비가 낮을수록 증가한다.
- (4) SOFC/GT/ST 하이브리드시스템은 낮은 작동온도 및 높은 전류밀도 영역에서 단독 SOFC시스템의 전기적 효율의 급격한 저하를 상당히 개선하여 비교적 고른 효율 분포를 유지시킨다.
- (5) SOFC/GT/ST 하이브리드시스템은 하부시스템인 ST시스템의 효과로 전기적 효율의 전반적인 상승을 견인한다.



4.2.3.2 GT 무냉각 조건

4.2.3.2.1 시스템의 구성

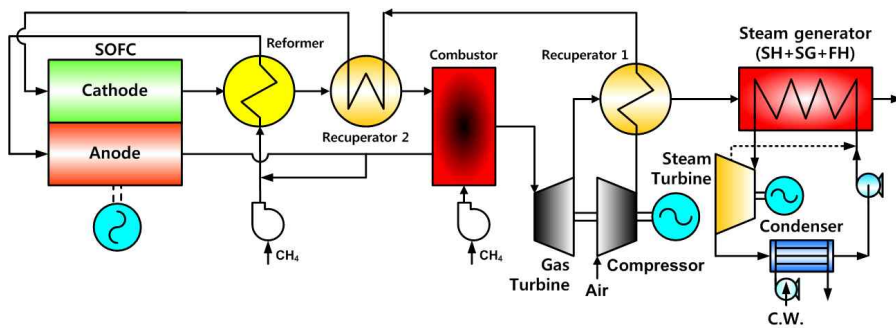


Fig. 4.37 외부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템
(GT 무냉각 조건)

Fig. 4.37는 GT 무냉각 조건의 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템 구성도이며, 연료전지는 고체산화물형(SOFC)이고 메탄을 연료로 하는 수증기 외부 개질방식을 채택하고 있다. GT 무냉각 조건의 시스템 구성이 GT 유냉각 조건의 시스템과 상이한 것은 TIT를 GT 무냉각의 내열 한계내로 유지하기 위하여 연소기의 상류에 제2의 공기에열기를 두고 있다는 것이다.

본 시스템 성능해석에 사용한 조건들은 Table 4.7과 같으며 시뮬레이션 계산에 사용된 시스템의 모델링 방법은 2, 3장에서 기술한 바와 같다.

4.2.3.2에서는 본 시뮬레이션 모델을 사용하여 셀의 작동온도와 전류밀도, 가스터빈의 압력비, TIT가 시스템의 성능에 미치는 영향을 검토하고 그 결과를 GT 유냉각에 대하여 비교하고 있다.

Table 4.7 계산 조건

Electrical output (kW)	3000
Anode thickness (μm)	200
Cathode thickness (μm)	2000
Electrolyte thickness (μm)	20
H ₂ utilization ratio (%)	80
Limiting current density (A/m^2)	9000
Inverter efficiency (%)	95
Reformer temperature effectiveness (%)	10
Recuperator temperature effectiveness (%)	85
Steam carbon ratio	3
Air compressor adiabatic efficiency (%)	75
Gas turbine adiabatic efficiency (%)	0.82
Gas turbine mechanical efficiency (%)	0.93
Generator efficiency (%)	0.97
Converter efficiency (%)	0.95
Steam turbine inlet pressure (kPa)	1500
Steam turbine inlet temperature (K)	553.15
Steam turbine outlet pressure (kPa)	10
Steam turbine efficiency (%)	80
Boiler outlet gas temperature (K)	423.15
Water pump efficiency (%)	85
Fuel feeder adiabatic efficiency (%)	70
Fuel feeder mechanical efficiency (%)	90
Fuel feeder motor efficiency (%)	95
Recuperator pressure drop(air side) (%)	2
Stack pressure drop(air side) (%)	6
Reformer pressure drop(air side) (%)	3
Combustor pressure drop(gas side) (%)	2
Gas turbine pressure drop (%)	80
Recuperator pressure drop(gas side) (%)	2
Boiler pressure drop(gas side) (%)	2
Mixer pressure drop(fuel side) (%)	2
Reformer pressure drop(fuel side) (%)	2
Stack pressure drop(fuel side) (%)	5
Combustor pressure drop(fuel side) (%)	7
Ambient temperature (K)	298.15
Ambient pressure (kPa)	101

4.2.3.2.2 작동온도의 영향

Fig. 4.38-(a), (b), (c), (d)는 전류밀도 $3000 \text{ A}/\text{m}^2$, 가스터빈 압력비 4, TIT 1173 K인 경우 시스템 특성에 대한 연료전지 스택 작동온도의 영향을 나타낸 것이다. 각 그림에서는 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 GT 무냉각 조건의 결과를 실선으로 표시하고 점선의 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 GT 유냉각 조건과 비교하고 있다.

Fig. 4.38-(a), (b), (c), (d)에서 스택 작동온도에 따른 SOFC/GT/ST(GT 무냉각) 하이브리드시스템의 성능 특성은 SOFC/GT/ST(GT 유냉각) 하이브리드 시스템과 비슷하므로 두 시스템을 비교한 차이점만을 아래에 기술한다.

Fig. 4.38-(a)는 GT 유냉각 조건과 비교한 결과에서 셀 유기전압과 스택 산소이용률의 값은 거의 동일하나 연소기의 산소이용률에서 무냉각 GT가 유냉각 GT보다 낮게 나타남을 보여준다. 이것은 가스터빈 입구 온도(TIT)가 낮아져서 연소기에 공급되는 연료량에 따른 소요 산소량의 감소와 함께 연료전지의 부하분담률의 증가로 냉각 및 반응에 소요되는 공기량이 늘어나기 때문이다(참조 Fig. 4.38-(b), (c)). 즉, 하이브리드시스템에 공급되는 공기량은 연료전지의 냉각 수요에 의하여 결정되므로 총 공기량은 늘어난 반면 연소기에 공급된 연료가 감소하므로 연소기에서의 소요 산소량이 줄어들었기 때문이다.

Fig. 4.38-(b)는 시스템의 전기적 효율 그리고 3000 kW 전기적 출력에 대한 메탄 공급량의 변화를 함께 나타낸 것이다. 그림에서 GT 무냉각 조건의 전기적 효율은 GT 유냉각 조건의 경우보다 다소 높게 나타나고 있는데 이것은 무냉각 GT의 TIT가 낮아 연소기로 공급되는 연료량이 감소하고 GT 출력도 낮아져 Fig. 4.38-(c)에서 나타나듯이 GT의 부하분담률은 줄고 효율이 좋은 연료전지시스템의 부하 분담률이 늘어나기 때문이다. 따라서 SOFC시스템의 연료량은 늘어나고 GT시스템의 연료량은 줄어들지만 늘어나는 량보다 줄어든 량이 커서 총 연료량은 감소하게 된다. 즉, 효율은 증가한다.

Fig. 4.38-(c)에서 GT 무냉각 조건이 GT 유냉각 조건보다 SOFC 부하 분담률은 증가하고 GT 및 ST의 부하 분담률은 감소한다. 이는 Fig. 4.38-(b)에서 설명한 이유 때문이다.

Fig. 4.38-(d)에서 시스템 각 부의 온도는 스택 작동온도의 증가에 따라 상승하거나 일정히 유지되나 제2 공기예열기 출구 가스온도는 반대로 감소하고 있음을 볼 수 있다. 이것은 가스터빈 출구온도 및 제1 공기예열기 공기측 출구온도가 TIT 일정의 조건에서 스택 작동온도의 증가에도 불구하고 변동이 없으므로 COT-200 K의 온도를 유지해야 하는 스택 공급 공기는 제2 공기예열기에서 더 큰 온도차로 예열되어야 하기 때문이다.

4.2.3.2.3 전류밀도의 영향

Fig. 4.39-(a), (b), (c), (d)은 스택 작동온도 1223 K, 가스터빈 압력비 4, TIT

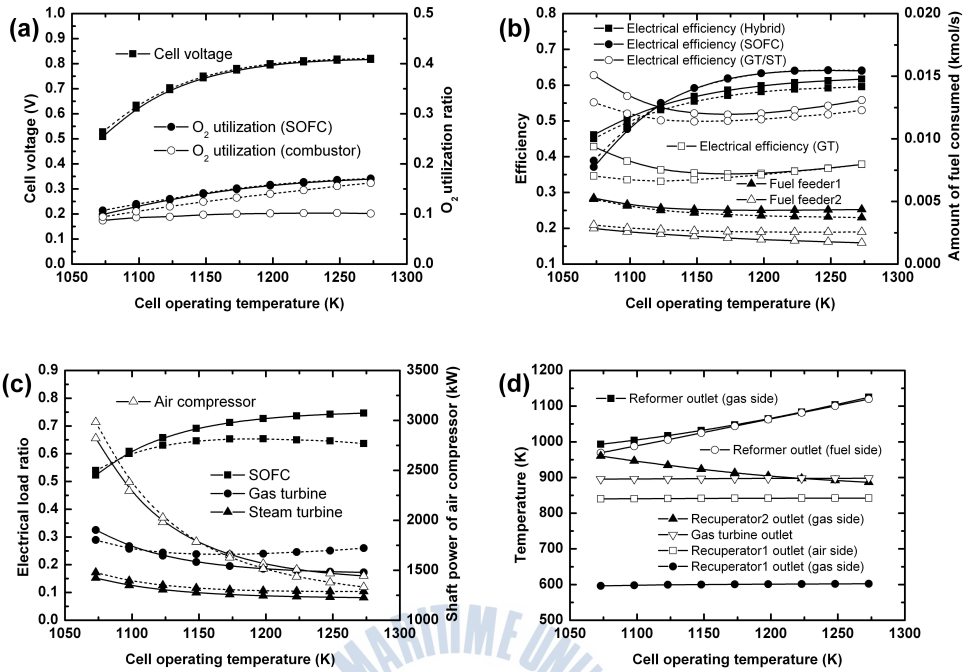


Fig. 4.38 작동온도의 영향

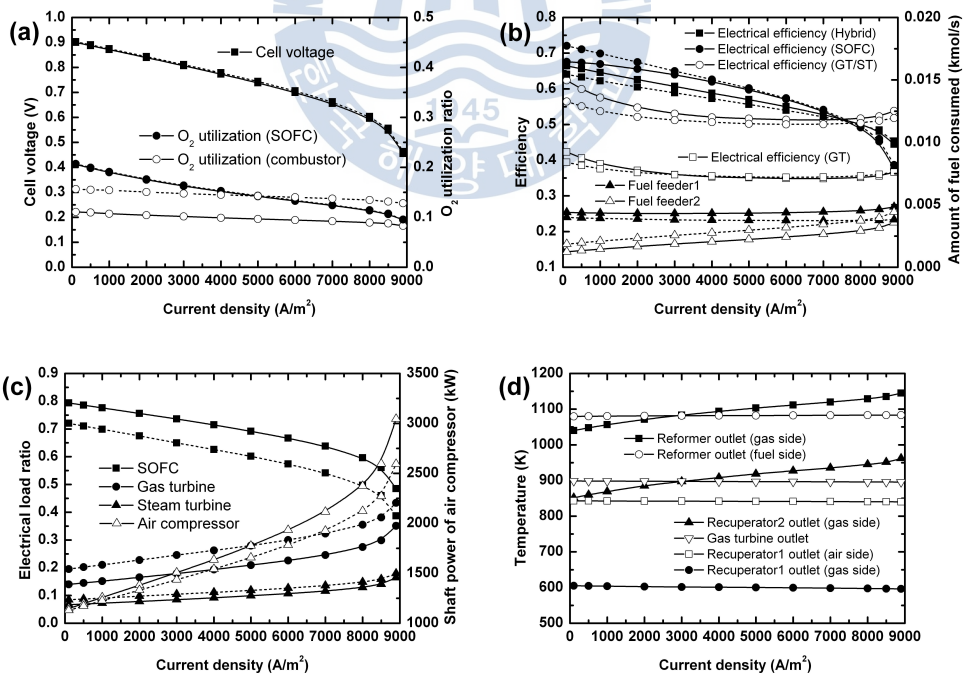


Fig. 4.39 전류밀도의 영향

1173 K인 경우 시스템 특성에 대한 셀 전류밀도의 영향을 나타낸 것이다. 각 그림에서는 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 GT 무냉각 조건의 결과를 실선으로 표시하고 점선의 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 GT 유냉각 조건에 대하여 비교하고 있다.

Fig. 4.39-(a)에서 전류밀도의 증가에 따라 셀 유기전압과 스택 산소이용률의 변화 경향은 GT 유냉각의 조건과 동일하나 연소기의 산소이용률에서 GT 무냉각 조건이 크게 감소함을 볼 수 있다. 이것은 SOFC시스템의 부하분담률이 증가하여 늘어난 공기량과 연소기에 공급되는 연료량이 감소하기 때문이다(참조 Fig. 4.39-(b), (c)).

Fig. 4.39-(b)에서 GT 무냉각 조건의 효율과 공급연료량의 변화는 GT 유냉각 조건의 결과와 동일한 경향을 보인다. 다만, 전기적 효율에서 GT 무냉각 조건이 높게 나타난다. 이것은 GT 무냉각 조건에서 효율이 높은 SOFC시스템의 부하분담률이 증가하기 때문이다.

Fig. 4.39-(c)에서 GT 무냉각 조건은 GT 유냉각 조건과 비교하여 TIT의 저하로 감소한 GT, ST시스템의 출력으로 SOFC시스템의 부하분담률이 증가하고 있다. 또한 공기압축기의 소요 동력이 증가한 것은 SOFC시스템의 부하분담률이 커져 냉각 및 반응에 소요되는 공기량이 많아졌기 때문이다.

Fig. 4.39-(d)는 전류밀도의 변화에도 불구하고 개질기 출구 가스온도와 제2 공기예열기 출구 가스온도를 제외한 시스템 각부의 온도는 거의 일정하다는 것을 보여준다. 여기에서 개질기 출구 가스온도와 제2 공기예열기 출구 가스온도가 상승하는 것은 개질기로 공급되는 연료량은 거의 일정 즉, 개질에 요구되는 열량의 변화는 없지만 공급되는 공기량이 급증으로 스택의 폐열량이 증가하여 개질기 출구 가스온도가 상승하고 더불어 제2 공기예열기 출구 가스온도도 높아지기 때문이다.

4.2.3.2.4 압력비의 영향

Fig. 4.40-(a), (b), (c), (d)는 스택 작동온도 1223 K, 전류밀도 3000 A/m^2 TIT 1173 K인 경우 시스템 특성에 대한 가스터빈 압력비의 영향을 나타낸 것이다. 각 그림에서는 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 GT 무냉각 조건의 결과를 실선으로 표시하고 점선의 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 GT 유냉각 조건에 대하여 비교하고 있다.

Fig. 4.40-(a), (b), (c), (d)에서 압력비에 따른 GT 무냉각 조건의 성능 특성은 GT 유냉각 조건의 결과와 비슷하므로 두 시스템을 비교한 차이점만을 아래에 기술한다.

Fig. 4.40-(a)에서 GT 무냉각 조건의 연소기 산소이용률은 GT 유냉각 조건보다 압력비의 증가에 따라 크게 감소됨을 알 수 있다. 이것은 전술한 바와 같이 SOFC시스템의 부하분담률이 증가하여 늘어난 공기량과 줄어든 연소기의 공급 연료량 때문이다(참조 Fig. 4.40-(b), (c)).

Fig. 4.40-(b)에서 GT 무냉각 조건의 전기적 효율이 GT 유냉각 조건보다 증가하는 것은 GT시스템보다 효율이 높은 SOFC시스템의 부하분담률이 증가하기 때문이다(참조 Fig. 4.40-(c)). 또한 공급 연료량의 변화도 SOFC와 GT시스템의 부하분담률의 변화에 기인하고 있다.

Fig. 4.40-(c)에서 GT 무냉각 조건은 GT 유냉각 조건과 비교하여 압력비 증가에 따라 SOFC시스템의 부하분담률은 늘어나고 GT, ST시스템의 부하분담률은 줄어드는 특성을 보인다. 이는 TIT가 낮아 GT, ST시스템의 출력이 줄어든 만큼 SOFC시스템의 출력이 늘어나야 하기 때문이다.

Fig. 4.40-(d)로부터 각부 온도는 가스터빈 압력비의 증가에 따라 크게 변한다는 것을 알 수 있다. 이것은 압력비 증가에 따라 GT 전후의 가스 온도차가 크게 나타나는 결과로 기인되고 있다. 또한 그림은 압력비 4 이하의 영역에서 증기 발생기 입구 가스온도가 증기압력 조건 1500 kPa을 유지하기 위한 최저 온도선(점선)을 하회하므로 설정된 증기 압력보다 낮추어 운전해야 함을 보여준다.

4.2.3.2.5 TIT의 영향

Fig. 4.41-(a), (b), (c), (d)는 스택 작동온도 1223 K, 전류밀도 3000 A/m², 가스터빈 압력비 4인 경우 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 GT 무냉각 조건에 대한 영향을 나타낸 것이다.

Fig. 4.41-(a)에서 셀의 유기전압과 산소 이용률은 TIT의 영향이 없는 것으로 나타나고 있다. 이것은 계산조건에서 스택의 전류밀도를 고정했기 때문이다. 그러나 스택의 크기를 고정한다면 전류밀도는 부하분담률의 변화에 따라 변동하여 스택의 유기전압과 산소 이용률에도 영향을 줄 것으로 생각된다. 연소기의 산소 이용률이 TIT와 더불어 증가하는 것은 공기량의 감소보다 연

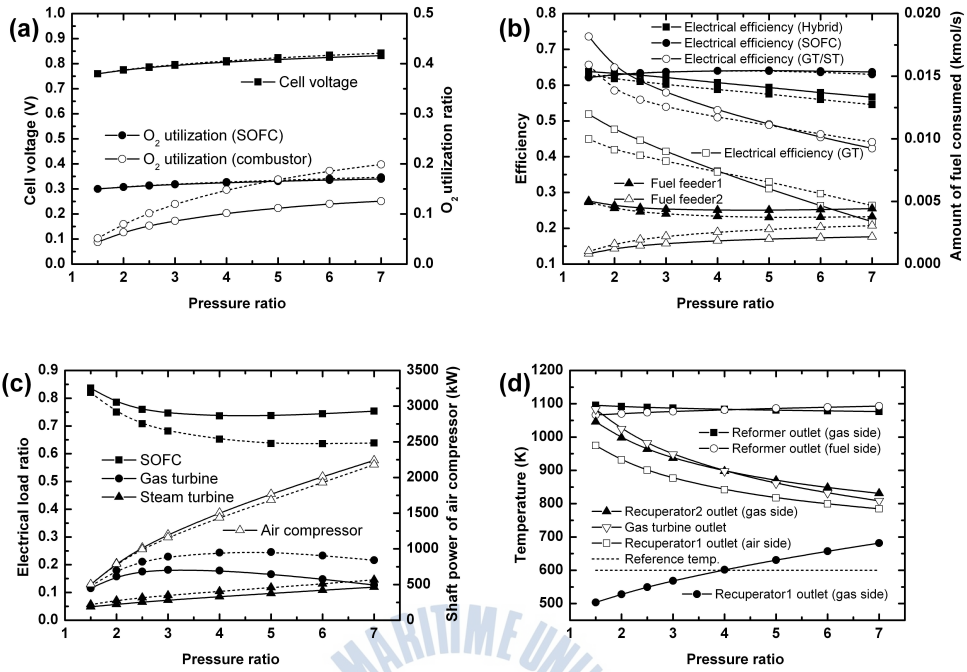


Fig. 4.40 압력비의 영향

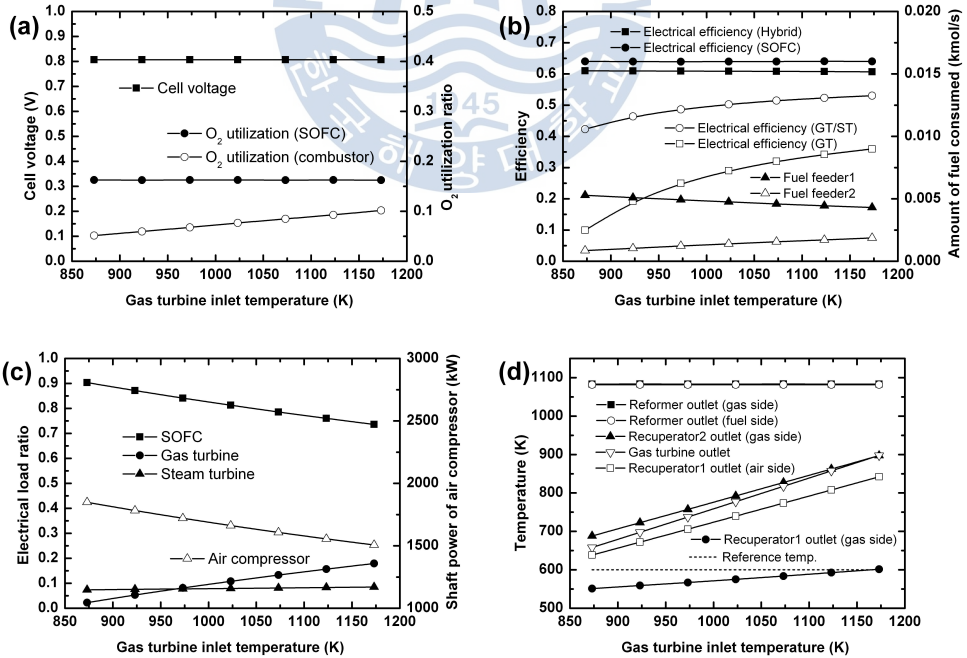


Fig. 4.41 TIT의 영향

소기에 공급되는 연료량이 늘어나기 때문이다(참조 Fig. 4.41-(b), (c)).

Fig. 4.41-(b)에서 GT시스템의 효율은 TIT와 더불어 증가함을 알 수 있다. 이것은 TIT의 증가에 따라 GT 효율이 커지고 공기압축기의 소요 동력이 감소하는 영향 때문이다. 반면 스택의 전류밀도, 작동온도, 작동압력에 변동이 없는 SOFC시스템의 효율은 일정을 유지하고 있다. 전술한 바와 같이 하이브리드시스템은 SOFC시스템과 GT시스템 효율의 사이에 놓이게 되는데 TIT의 감소에 따라 SOFC시스템의 부하분담률이 지배적으로 작용하므로 하이브리드시스템의 효율은 SOFC시스템의 효율과 같이 거의 일정의 값을 유지하게 된다. 공급 연료량의 변화는 Fig. 4.41-(c)의 부하분담률의 변화를 잘 설명해 준다.

Fig. 4.41-(c)는 TIT 증가에 따라 감소하는 SOFC시스템의 부하분담률과 증가하는 GT시스템의 부하분담률을 보여준다. 이것은 TIT 증가에 따른 GT 출력 증가의 영향이 공기압축기 소요 동력의 감소와 연관된 가스유량의 감소보다 크게 작용하기 때문으로 늘어난 GT시스템의 출력만큼 SOFC시스템의 출력이 감소하기 때문이다. TIT 증가에 따라 공기 압축기의 소요 동력이 감소하는 것은 SOFC 부하분담률의 감소로 스택 냉각을 위한 공기의 수요가 줄었기 때문이다. 또한 그림으로부터 가스터빈은 873 K 이하 영역에서는 자력 구동이 불가능해짐을 알 수 있다.

Fig. 4.41-(d)에서 개질기 출구 가스온도가 거의 일정인 것은 스택 공급 연료량과 스택의 공기극 출구 가스량이 함께 감소하기 때문이다. 또한 가스터빈 출구 가스온도는 TIT의 증가에 따라 연동하여 높아지며 더불어 온도효율 일정한 제1 공기예열기 출구 공기온도도 증가하게 된다. 제2 공기예열기 출구 가스온도가 증가하는 것은 제1 공기예열기 출구 공기온도의 증가로 COT-200 K를 유지하기 위한 공기의 예열온도차가 줄어들었기 때문이다. 또한 그림에서 1173 K 이하영역에서는 증기 발생기 입구 가스온도가 증기압력 조건을 유지하기 위한 최저 온도선(점선)을 하회하므로 1173 K 이하로 운전될 경우 설정된 증기 압력보다 낮추어 운전해야 함을 보여준다.

4.2.3.2.6 결과 정리

SOFC/GT/ST(GT 무냉각) 하이브리드시스템, 공기극 공기온도 일정한 경우에 대한 시스템 시뮬레이션의 방법으로 셀의 작동온도와 전류밀도, 가스터빈

압력비, TIT가 시스템의 성능에 미치는 영향을 검토하고 SOFC/GT/ST(GT 유냉각) 시스템과 비교하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) GT 무냉각 조건의 특성은 GT 유냉각 조건의 결과와 비슷하다.
- (2) GT 유냉각 조건과 비교하여 셀 유기전압에는 변화가 없지만 연소기 산소 이용률은 감소한다.
- (3) GT 유냉각 조건과 비교하여 GT 무냉각 조건의 전기적 효율은 증가한다.
- (4) GT 유냉각 조건과 비교하여 SOFC시스템의 부하분담률은 증가하고 GT, ST시스템의 부하분담률은 감소한다.
- (5) 873 K 이하 영역의 TIT는 가스터빈의 자력 구동을 어렵게 한다.
- (6) 일부 영역에서 ST의 운전압력 1500 kPa을 유지시키지 못하는 경우가 존재한다.



4.3 내부 개질형 SOFC 단독 및 하이브리드시스템

4.1, 2에서는 외부 개질형 SOFC에 대한 검토를 행하였다. 안전성의 측면에서 외부 개질형을 채택하였으나 미래에 안전성이 충분이 담보된다는 가정 아래 4.3에서는 내부 개질형의 SOFC 단독, 하이브리드시스템의 성능을 검토한다. 4.3.1에 SOFC 단독시스템, 4.3.2에 SOFC/GT 하이브리드시스템, 4.3.3에 SOFC/ST 하이브리드시스템 그리고 4.3.4에 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템을 각각 기술한다.

4.3.1 내부 개질형 SOFC 시스템

4.3.1.1 시스템의 구성

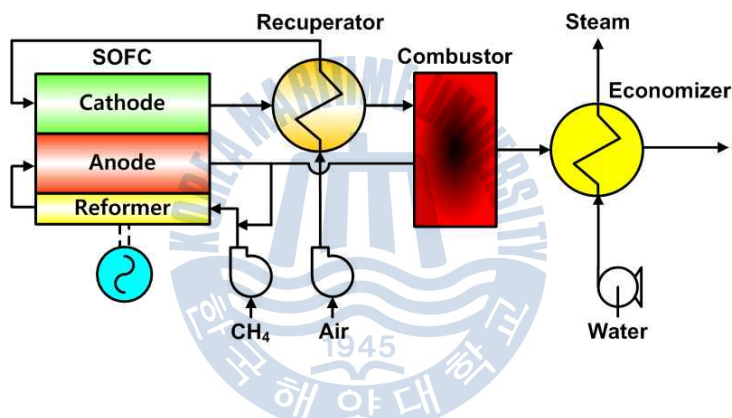


Fig. 4.42 내부 개질형 SOFC 단독 시스템

Fig. 4.42은 내부 개질형 연료전지시스템 구성도이며, 연료는 메탄이다. 또한 연료개질은 셀 내의 불균일한 온도분포 형성에 따른 열적 피로와 충격 그리고 탄소생성의 위험성을 줄이기 위하여 간접 내부 개질방식을 채택하였다.

시스템으로 공급된 메탄은 수증기의 농도가 높은 셀 연료극 재순환 가스와 혼합·예열되어 내부 개질기로 보내어진다. 수소는 내부 개질기에서 메탄과 수증기가 셀 열원의 공급으로 반응하여 생성되며 개질된 가스에는 수소 이외에도 일산화탄소, 이산화탄소, 수증기 및 개질되지 않은 소량의 메탄도 포함되어 있다. 고농도의 수소가스가 포함된 개질 가스는 셀의 연료극으로 공급된다. 공기는 전기화학반응용 산소의 공급과 스택 냉각용으로 사용되며 송풍기

와 예열기를 거쳐 셀의 공기극으로 보내어진다. 공기 예열기의 설치는 연료 전지 셀에서 공기와의 과도한 온도차로 인한 열응력의 발생을 억제시키기 위함이다. 셀의 연료극에서 수소와 일산화탄소는 공기극과 전해질 층을 거쳐 온 산소이온과 전기화학 반응하며 수증기와 이산화탄소를 생성하고 전자를 방출한다. 스택에 공급된 잉여의 공기는 반응의 비가역과정에 의하여 발생한 열을 흡수하여 방출되며 이 폐열은 공기예열기의 열원으로 재활용된다. 스택에서 발생하는 열은 공기뿐만 아니라 개질기의 열원에 의해서 일부 제거된다. 셀의 연료극 출구 가스는 미반응의 수소 및 일산화탄소 그리고 소량의 메탄이 포함되어 있으며 연소기에서 공기극의 토출 공기와 함께 연소된다. 연소기 출구의 고온 가스는 에코노마이저에서 증기발생용 열에너지로 회수된다. 여기서 스택의 공기극 입구 온도 즉, 공기예열기의 출구온도는 공급유체의 최저온도(COT-200)로 고정하였다.

본 시스템 성능해석에 사용한 조건들은 Table 4.8과 같으며 시뮬레이션 계산에 사용된 시스템의 모델링 방법은 2, 3장에서 기술한 바와 같다.

Table 4.8 계산 조건

Electrical output (kW)	3000
Anode thickness (μm)	200
Cathode thickness (μm)	2000
Electrolyte thickness (μm)	20
Limiting current density (A/m ²)	9000
Inverter efficiency (%)	95
Reformer temperature effectiveness (%)	10
Economizer gas outlet temperature (K)	473.15
Steaming pressure (kPa)	700
Air blower adiabatic efficiency (%)	75
Air blower mechanical efficiency (%)	90
Air blower motor efficiency (%)	95
Fuel feeder adiabatic efficiency (%)	75
Fuel feeder mechanical efficiency (%)	90
Fuel feeder motor efficiency (%)	95
Reformer pressure drop(fuel side) (%)	2
Stack pressure drop(air side) (%)	6
Stack pressure drop(fuel side) (%)	6
Recuperator pressure drop(air side) (%)	4
Recuperator pressure drop(gas side) (%)	2
Combustor pressure drop(air side) (%)	4
Combustor pressure drop(fuel side) (%)	6
Mixer pressure drop (%)	2
Economizer pressure drop(gas side) (%)	2
Ambient temperature (K)	298.15
Ambient pressure (kPa)	101

4.3.1에서는 본 시뮬레이션 모델을 사용하여 셀의 작동온도와 전류밀도, S/C, 수소이용률이 시스템의 성능에 미치는 영향을 검토하고 그 결과를 4.1.2의 외부 개질형 SOFC 단독시스템(스택 공기극 온도 일정 조건)과 비교하고 있다.

4.3.1.2 작동온도의 영향

Fig. 4.43-(a), (b), (c)는 전류밀도=3000 A/m², S/C=3, 수소연료 이용률=80%인 경우 시스템 특성에 대한 스택 작동온도의 영향을 나타낸 것으로 Fig. 4.43-(a)는 셀의 유기전압과 공급공기의 산소이용률을, Fig. 4.43-(b)는 시스템의 효율과 출력량 그리고 Fig. 4.43-(c)는 각부의 온도변화를 나타낸 것이다. 각 그림에서는 내부 개질형 SOFC시스템 결과를 실선으로 표시하고 점선의 외부 개질형 SOFC시스템에 대하여 비교하고 있다. 여기에서 작동온도의 영향에 대한 내부 개질형 SOFC시스템의 결과는 정성적으로 4.1.2.2와 동일하다. 따라서 외부 개질형 SOFC시스템과 비교한 결과만을 기술한다.

Fig. 4.43-(a)에서 내부 개질형 SOFC시스템의 산소이용률이 크게 감소함을 알 수 있다. 이것은 내부 개질방식에서 스택에서 발생하는 열원의 일부가 개질 열원으로 사용되기에 냉각에 필요한 공기량이 그만큼 줄어들기 때문이다.

Fig. 4.43-(b)에서 내부 개질방식에 의해 줄어든 공기량을 송풍기 소요동력의 결과로부터 확인할 수 있다. 시스템의 전기적 효율은 송풍기의 소요동력이 감소한 만큼 증가하고 있다. 내부 개질형 SOFC시스템의 총효율은 외부 개질형 SOFC시스템보다 크게 증가하고 있는데 이것은 공기량의 감소에도 불구하고 에코노마이저 입구와 출구의 가스온도차가 크게 증대되기 때문이다 (참조 Fig. 4.43-(c)).

4.3.1.3 전류밀도의 영향

Fig. 4.44-(a), (b), (c)는 작동온도=1223 K, S/C=3, 수소연료 이용률=80%인 경우 시스템 성능특성에 대한 셀 전류밀도의 영향을 나타낸 것이다. 각 그림에서는 내부 개질형 SOFC시스템 결과를 실선으로 표시하고 점선의 외부 개질형 SOFC시스템에 대하여 비교하고 있다. 여기에서 전류밀도의 영향에 대한 내부 개질형 SOFC시스템의 결과는 정성적으로 4.1.2.3과 동일하다. 아울러 외부 개질형 SOFC시스템과 차이는 4.3.1.2에서 설명한 이유와 동일하므로 기

술을 생략한다.

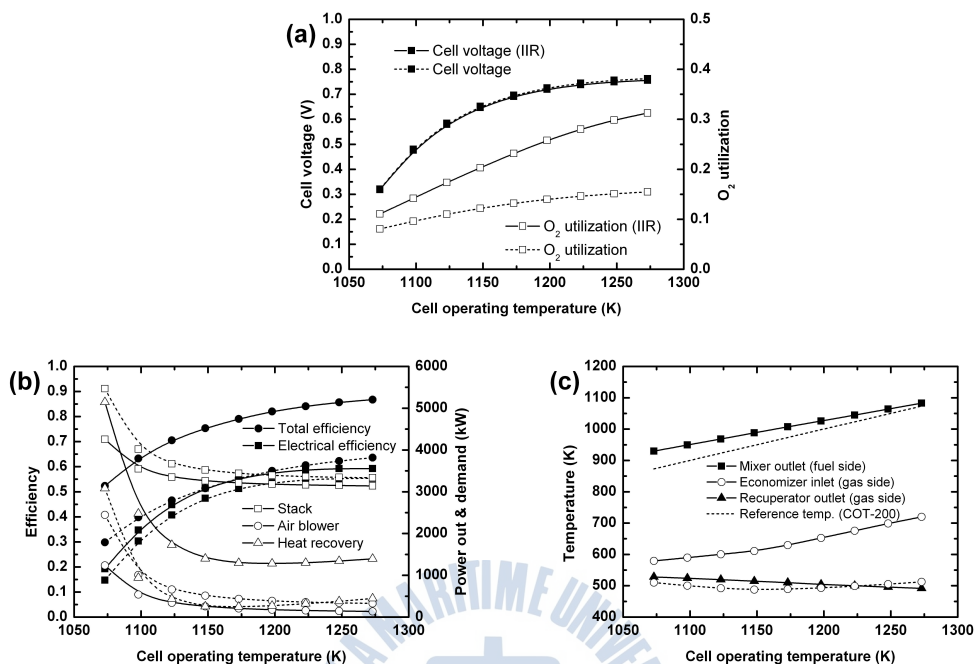


Fig. 4.43 작동온도의 영향

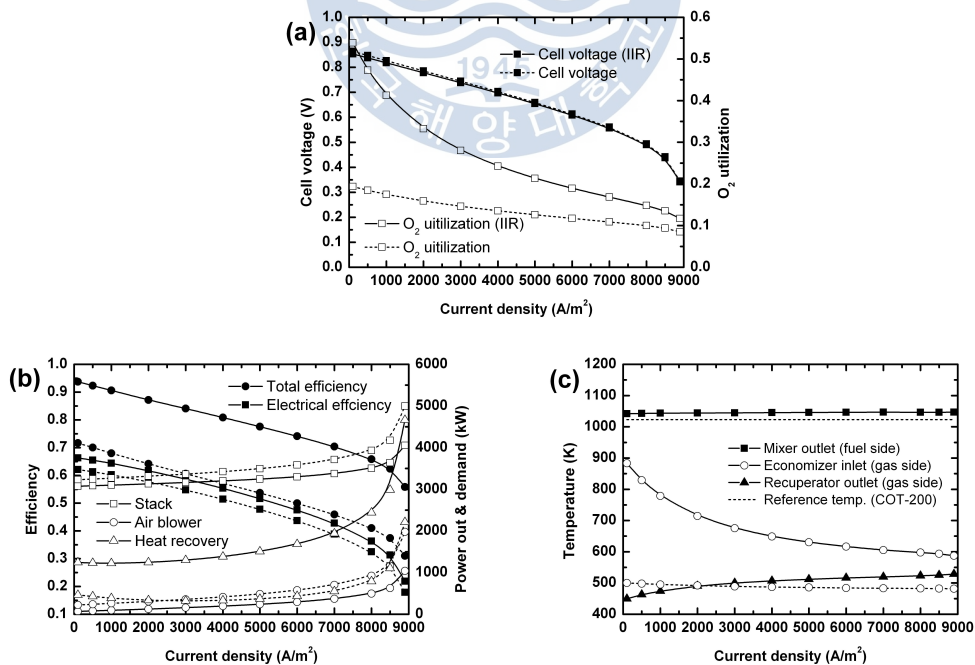


Fig. 4.44 전류밀도의 영향

4.3.1.4 S/C의 영향

Fig. 4.45-(a), (b), (c)는 작동온도=1223 K, 전류밀도=3000 A/m², 예열기 온도효율=0.85, 수소연료 이용률=80%인 경우 시스템 성능특성에 대한 S/C의 영향을 나타낸 것이다. 각 그림에서는 내부 개질형 SOFC시스템 결과를 실선으로 표시하고 점선의 외부 개질형 SOFC시스템에 대하여 비교하고 있다. 여기에서 S/C의 영향에 대한 내부 개질형 SOFC시스템의 결과는 정성적으로 4.1.1.4와 동일하다. 아울러 외부 개질형 SOFC시스템과의 비교에 의한 차이는 4.3.1.2 에서 설명한 이유와 동일하므로 기술을 생략한다.

4.3.1.5 수소이용률의 영향

Fig. 4.46-(a), (b), (c)는 작동온도=1223 K, 전류밀도=3000 A/m², S/C=3인 경우 시스템 성능특성에 대한 셀 수소연료 이용률의 영향을 나타낸 것이다. 각 그림에서는 내부 개질형 SOFC시스템 결과를 실선으로 표시하고 점선의 외부 개질형 SOFC시스템에 대하여 비교하고 있다. 여기에서 수소이용률의 영향에 대한 내부 개질형 SOFC시스템의 결과는 정성적으로 4.1.1.6과 동일하다. 아울러 외부 개질형 SOFC시스템과의 비교에 의한 차이는 4.3.1.2에서 설명한 이유와 동일하므로 기술을 생략한다.

4.3.1.6 결과 정리

본 시뮬레이션 모델을 사용하여 셀의 작동온도와 전류밀도, S/C, 수소이용률이 시스템의 성능에 미치는 영향을 검토하고 그 결과를 외부 개질형의 SOFC시스템과 비교하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 외부 개질형의 SOFC시스템과 비교하여 스택의 소요 공기량이 감소한다.
- (2) 외부 개질형의 SOFC시스템과 비교하여 스택의 소요 공기량이 감소한 만큼 전기적 효율이 증가한다.
- (3) 내부 개질형의 SOFC시스템은 공기량의 감소보다 에코노마이저 입구 가스온도가 높아지는 영향으로 총효율은 크게 증대된다.

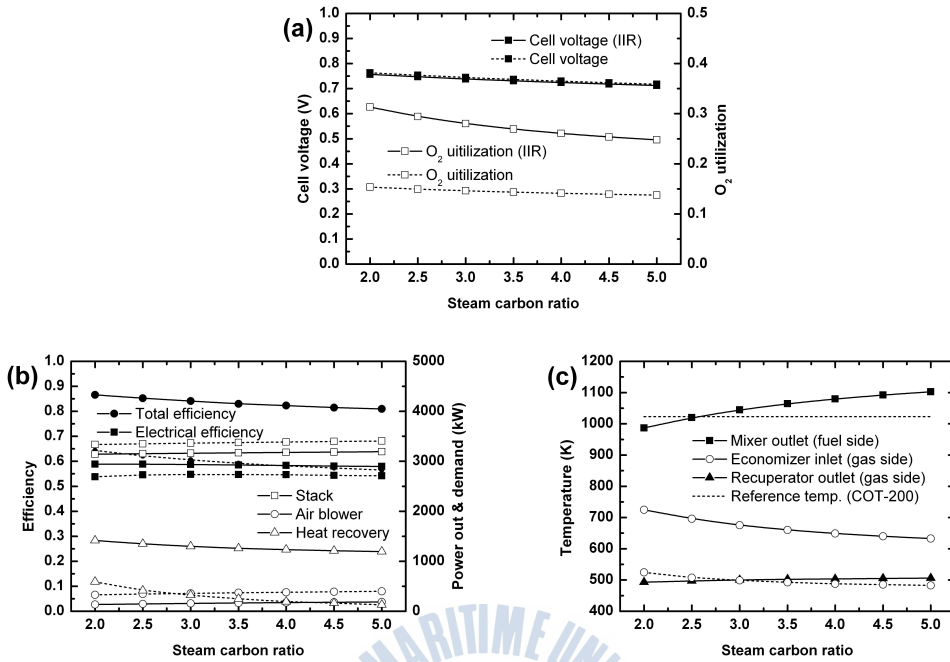


Fig. 4.45 S/C의 영향

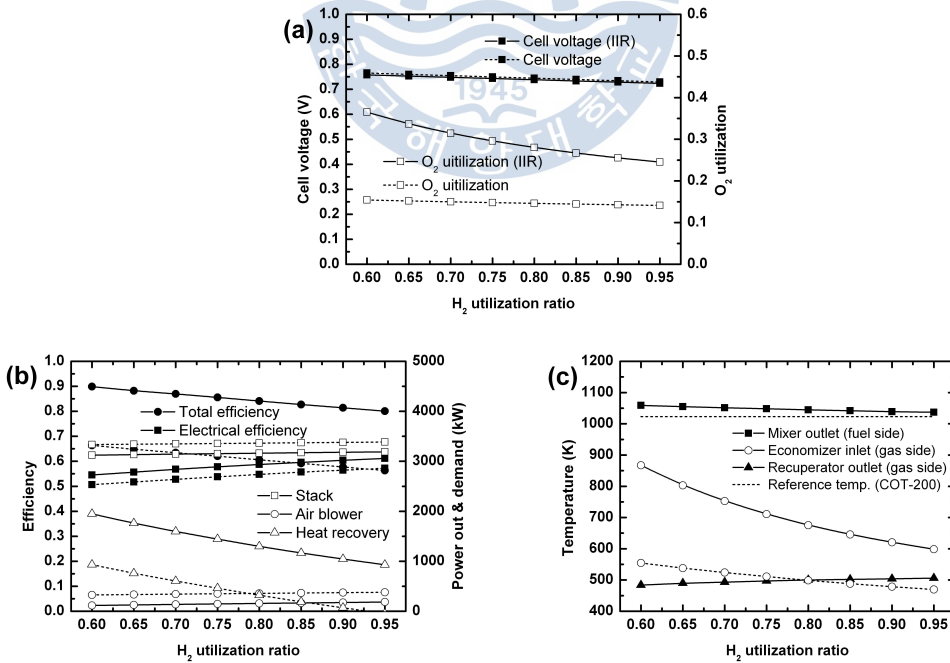


Fig. 4.46 수소이용률의 영향

4.3.2 내부 개질형 SOFC/GT 시스템

4.3.2.1 시스템의 구성

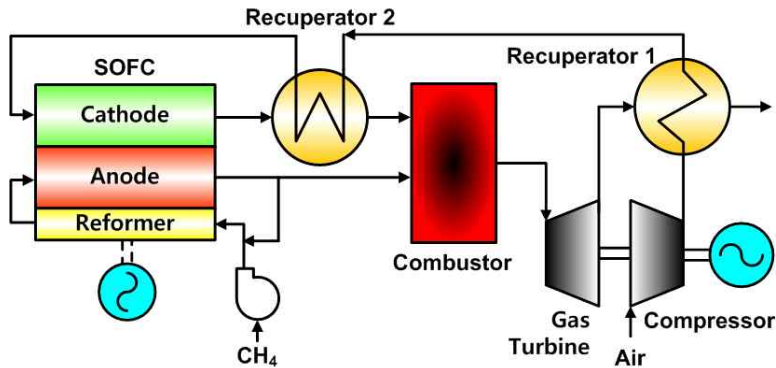


Fig. 4.47 내부 개질형 SOFC/GT 하이브리드시스템

Fig. 4.47은 내부 개질형 SOFC/GT 하이브리드시스템의 구성도이며, 연료는 메탄이고 수증기 간접 내부 개질방식을 채택하고 있다. 시스템의 구성은 4.2.1.3 외부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템과 동일하나 개질기가 스택에 내재 되어있고, TIT 조절을 위한 연소기의 추가적 연료의 공급이 없는 점이 다르다. 후술하겠지만 본 시스템은 GT 무냉각 조건의 온도한계 (1173 K)를 넘어서는 경우가 발생하여 TIT 조절을 위한 추가적인 연료공급을 제외시켰다. 시스템의 설명은 4.2.1.3으로 대신한다.

본 시스템 성능해석에 사용한 조건들은 Table 4.9과 같으며 시뮬레이션 계산에 사용된 시스템의 모델링 방법은 2, 3장에서 기술한 바와 같다.

4.3.2에서는 본 시뮬레이션 모델을 사용하여 셀의 작동온도와 전류밀도, 가스터빈 압력비, 공기예열기 온도효율이 시스템의 성능에 미치는 영향을 검토하고 그 결과를 외부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템과 비교하고 있다.

Table 4.9 계산 조건

Electrical output (kW)	3000
Anode thickness (μm)	200
Cathode thickness (μm)	2000
Electrolyte thickness (μm)	20
H ₂ utilization ratio (%)	80
Limiting current density (A/m^2)	9000
Inverter efficiency (%)	95
Reformer temperature effectiveness (%)	10
Recuperater1 temperature effectiveness (%)	85
Steam carbon ratio	3
Air compressor adiabatic efficiency (%)	75
Turbine adiabatic efficiency (%)	0.82
Turbine mechanical efficiency (%)	0.93
Generator efficiency (%)	0.97
Converter efficiency (%)	0.95
Fuel feeder adiabatic efficiency (%)	75
Fuel feeder mechanical efficiency (%)	90
Fuel feeder motor efficiency (%)	95
Reformer pressure drop(fuel side) (%)	2
Stack pressure drop(air side) (%)	6
Stack pressure drop(fuel side) (%)	6
Recuperator pressure drop(air side) (%)	2
Recuperator pressure drop(gas side) (%)	2
Combustor pressure drop(air side) (%)	6
Combustor pressure drop(fuel side) (%)	8
Turbine pressure drop (%)	80
Mixer pressure drop (%)	2
Ambient temperature (K)	298.15
Ambient pressure (kPa)	101

4.3.2.2 작동온도, 전류밀도 및 가스터빈 압력비의 영향

Fig. 4.48, 49, 50-(a), (b), (c), (d)는 작동온도 1223 K, 전류밀도 $3000 \text{ A}/\text{m}^2$, 가스터빈 압력비 4인 경우 시스템 특성에 대한 셀의 작동온도, 전류밀도와 가스터빈 압력비의 영향을 나타낸 것으로 Fig. 4.48, 49, 50-(a)는 셀의 유기전압과 공기의 산소이용률을, Fig. 4.48, 49, 50-(b)는 시스템의 효율과 연료량, Fig. 4.48, 49, 50-(c)는 시스템의 전기출력에 대한 SOFC, GT의 부하 분담률을 그리고 Fig. 4.48, 49, 50-(d)는 시스템 각부의 온도변화를 나타낸 것이다. 각 그림에서는 내부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템 결과를 실선으로 표시하고 점선의 외부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템에 대하여 비교하고 있다. 여기에서 스택의 작동온도, 전류밀도와 가스터빈 압력비의 영향은 기본적으로 4.2.1.3과 동일하므로 설명을 생략하고 내부 개질과 외부 개질에 의한 차이점만을 설명한다.

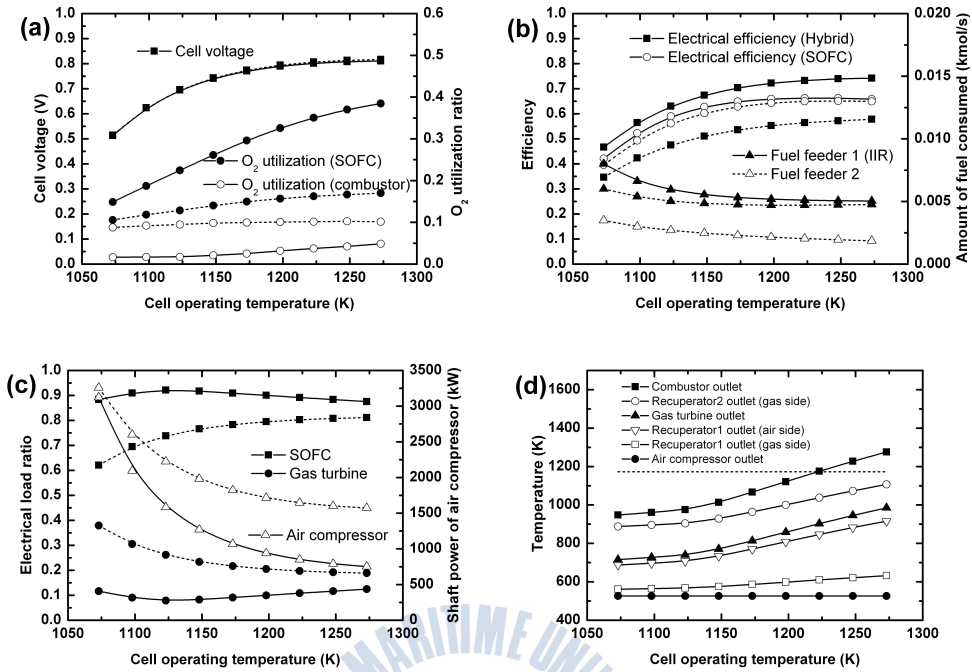


Fig. 4.48 작동온도의 영향

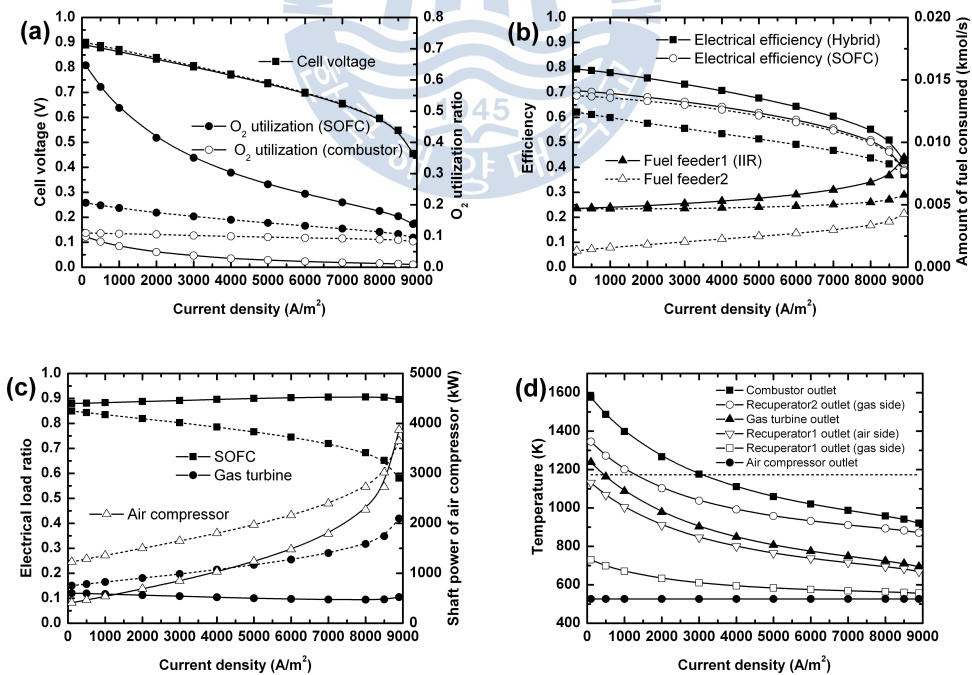


Fig. 4.49 전류밀도의 영향

Fig. 4.48, 49, 50-(a)들로부터 내부 개질에 의한 냉각 공기량의 감소로 스택의 산소이용률은 증가하고 연소기의 산소이용률은 감소함을 알 수 있다.

Fig. 4.48, 49, 50-(b)들에서 내부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템의 전기적 효율은 하부시스템인 SOFC시스템의 효율보다 높게 나타남을 볼 수 있다. 이것은 하부시스템인 GT시스템이 SOFC의 순수 폐열원만으로 작동하므로 GT시스템의 전기적 잉여 출력만큼 효율이 상승하기 때문이다. 이것은 동일한 출력에 대한 공급연료량의 감소로부터도 확인할 수 있다.

Fig. 4.48, 49, 50-(c)들에서 내부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템은 외부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템보다 SOFC시스템의 부하분담률은 높게 그리고 GT시스템의 부하분담률은 낮게 나타나고 있음을 알 수 있다. 이것은 공기량의 감소로 GT의 가스 유량이 줄어드는 영향으로 GT의 출력 감소분만큼 SOFC의 출력이 증가해야 하기 때문이다. 또한 그림들은 작동온도와 전류밀도의 변화에 대하여 고른 부하분담률을 나타낸다. 이것은 공기량과 TIT의 상호적 관계 때문이다. 즉, 공기량이 많으면 TIT는 낮고 공기량이 적으면 TIT가 높아지기 때문이다. 아울러 공기압축기의 소요동력으로부터 전술한 공기량의 변화를 예측할 수 있다.

Fig. 4.48, 49, 50-(d)들에서 무냉각 GT시스템의 TIT 한계인 1173 K보다 상회하는 영역이 나타남을 알 수 있다. 즉, 스택의 높은 작동온도와 낮은 전류밀도 그리고 가스터빈의 낮은 압력비 영역에서 무냉각 GT 운전의 한계를 보인다. 이것은 그 영역에서 공기량은 크게 줄어든 반면 스택의 연료극에서 나온 미반응 가스의 변화(공급 연료량과 비례)는 그다지 크지 않기 때문이다.

4.3.2.3 예열기 온도효율의 영향

Fig. 4.48, 49, 50-(d)에서 TIT가 1173 K를 상회하는 영역이 나타남을 알았다. 이것은 제1 공기예열기의 온도효율을 85%로 하였을 경우로 이 온도효율이 높을수록 제1 공기예열기의 출구 공기온도가 올라가고 제2 공기예열기에서 공기극 공기온도 일정조건을 위한 필요 열량이 감소하므로 제2 공기예열기 출구 가스온도가 상승하게 된다. 따라서 무냉각 GT의 안전 운전을 위하여 제1 공기예열기의 온도효율을 효과적으로 제어할 필요가 있다.

Fig. 4.51-(a), (b), (c)는 작동온도, 전류밀도, 가스터빈의 압력비에 따른 제1 공기예열기 온도효율의 한계선을 나타낸 것으로 그 온도효율 이상으로의 운

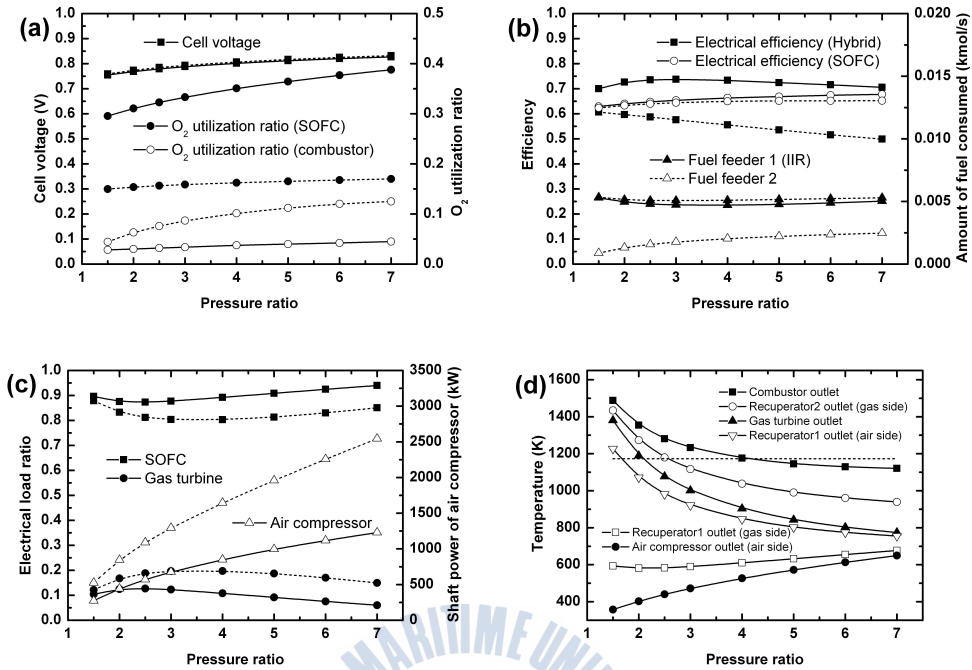


Fig. 4.50 압력비의 영향

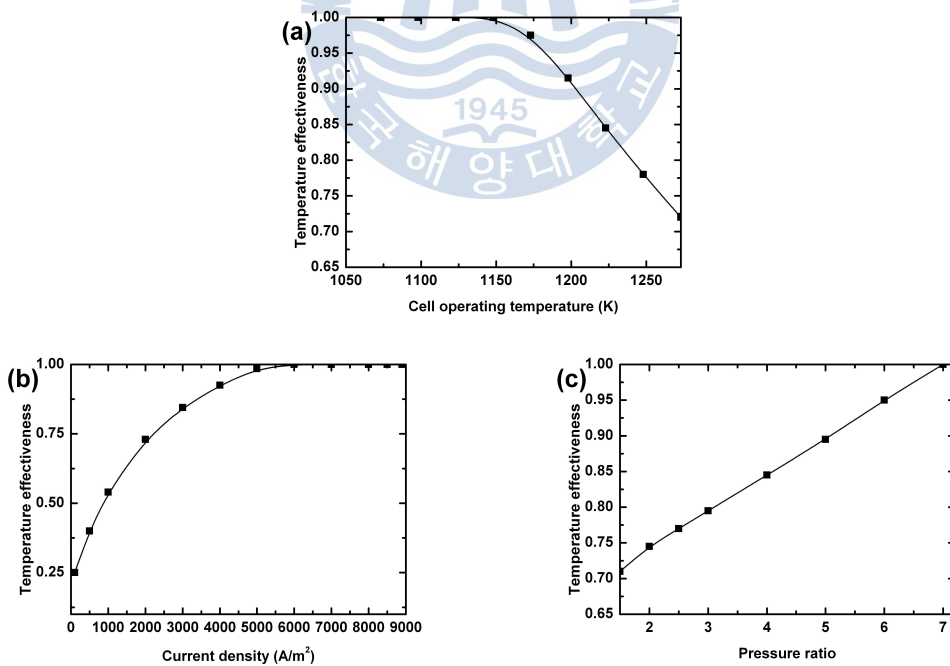


Fig. 4.51 예열기 온도효율의 한계선

전은 안전하지 못함을 의미한다. 전기적 효율 측면에서는 TIT가 높은 것이 바람직하지만 한계온도를 상회하지 않도록 제1 공기예열기의 온도효율을 조절할 필요가 있다.

4.3.2.4 결과 정리

내부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템에 대한 시뮬레이션 모델을 사용하여 셀의 작동온도와 전류밀도, 가스터빈의 압력비가 시스템의 성능에 미치는 영향을 검토하고 그 결과를 외부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템과 비교하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 내부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템은 외부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템과 비교하여 내부 개질에 의한 냉각 공기량의 감소로 스택의 산소이용률은 증가하고 연소기의 산소이용률은 감소한다.
- (2) 내부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템은 하부시스템인 SOFC 시스템보다 GT시스템에서 얻어진 잉여의 전기적 출력만큼 전기적 효율이 증가한다.
- (3) 내부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템은 외부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템보다 SOFC시스템의 부하분담률은 높게 그리고 GT시스템의 부하분담률은 낮게 나타난다.
- (4) 내부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템은 작동온도와 전류밀도의 변화에 대하여 고른 부하분담률을 나타낸다.
- (5) 내부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템에서는 TIT 한계인 1173 K보다 상회하는 영역이 나타나며 이를 회피하기 위한 제1공기예열기의 온도효율을 제시하고 있다.

4.3.3 내부 개질형 SOFC/ST 시스템

4.3.3.1 시스템의 구성

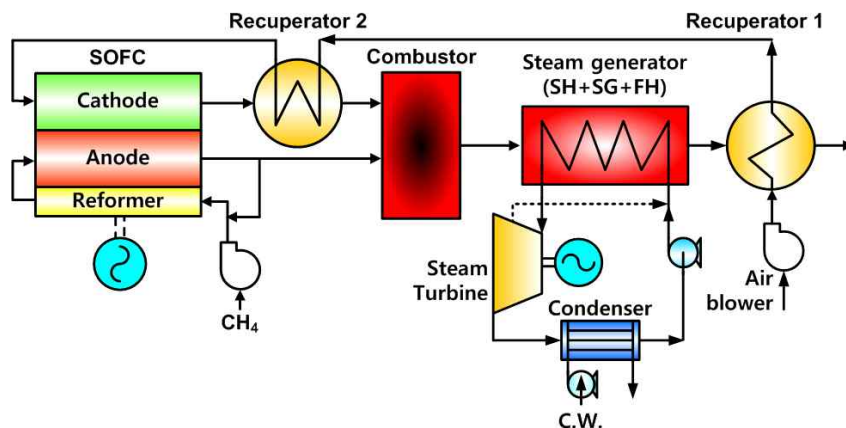


Fig. 4.52 내부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템

Fig. 4.52은 내부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템의 구성도이며, 연료는 메탄이고 수증기 간접 내부 개질방식을 채택하고 있다. 시스템의 구성은 4.2.2.2 외부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템과 동일하나 개질기만 스택에 내재되어 있는 점이 다르다. 시스템의 설명은 4.2.2.2로 대신한다.

본 시스템 성능해석에 사용한 조건들은 Table 4.10과 같으며 시뮬레이션 계산에 사용된 시스템의 모델링 방법은 2, 3장에서 기술한 바와 같다.

4.3.3에서는 본 시뮬레이션 모델을 사용하여 셀의 작동온도와 전류밀도가 시스템의 성능에 미치는 영향을 검토하고 그 결과를 4.2.2.2의 외부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템(폐열 이용 방식)과 비교하고 있다.

Table 4.10 계산 조건

Electrical output (kW)	3000
Anode thickness (μm)	200
Cathode thickness (μm)	2000
Electrolyte thickness (μm)	20
Limiting current density (A/m^2)	9000
Inverter efficiency (%)	95
Reformer temperature effectiveness (%)	10
Steam turbine inlet pressure (kPa)	1500
Steam turbine inlet temperature (K)	573.15
Steam turbine outlet pressure (kPa)	10
Steam turbine efficiency (%)	80
Water pump efficiency (%)	85
Air blower adiabatic efficiency (%)	75
Air blower mechanical efficiency (%)	90
Air blower motor efficiency (%)	95
Fuel feeder adiabatic efficiency (%)	70
Fuel feeder mechanical efficiency (%)	90
Fuel feeder motor efficiency (%)	95
Recuperator pressure drop(air side) (%)	2
Stack pressure drop(air side) (%)	6
Recuperator pressure drop(gas side) (%)	2
Combustor pressure drop(gas side) (%)	2
Superheater pressure drop(gas side) (%)	4
Steam generator pressure(gas side) (%)	4
Feedwater heater pressure(gas side) (%)	2
Mixer pressure drop(fuel side) (%)	2
Reformer pressure drop(fuel side) (%)	2
Stack pressure drop(fuel side) (%)	6
Combustor pressure drop(fuel side) (%)	4
Ambient temperature (K)	298.15
Ambient pressure (kPa)	101

4.3.3.2 작동온도 및 전류밀도의 영향

Fig. 4.53, 54-(a), (b), (c), (d)는 작동온도 1223 K, 전류밀도=3000 A/m^2 , 보일러 출구 가스온도=473 K인 경우 시스템 특성에 대한 셀의 작동온도와 전류밀도의 영향을 나타낸 것으로 Fig. 4.53, 54-(a)는 셀의 유기전압과 공기의 산소이용률을, Fig. 4.53, 54-(b)는 시스템의 효율과 연료량, Fig. 4.53, 54-(c)는 시스템의 전기출력에 대한 SOFC, ST의 부하 분담률을 그리고 Fig. 4.53, 54-(d)는 시스템 각부의 온도변화를 나타낸 것이다. 각 그림에서는 내부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템 결과를 실선으로 표시하고 점선의 외부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템에 대하여 비교하고 있다. 여기에서 스택의 작동온도와 전류밀도의 영향은 기본적으로 4.2.2.2와 동일하므로 설명을 생략하

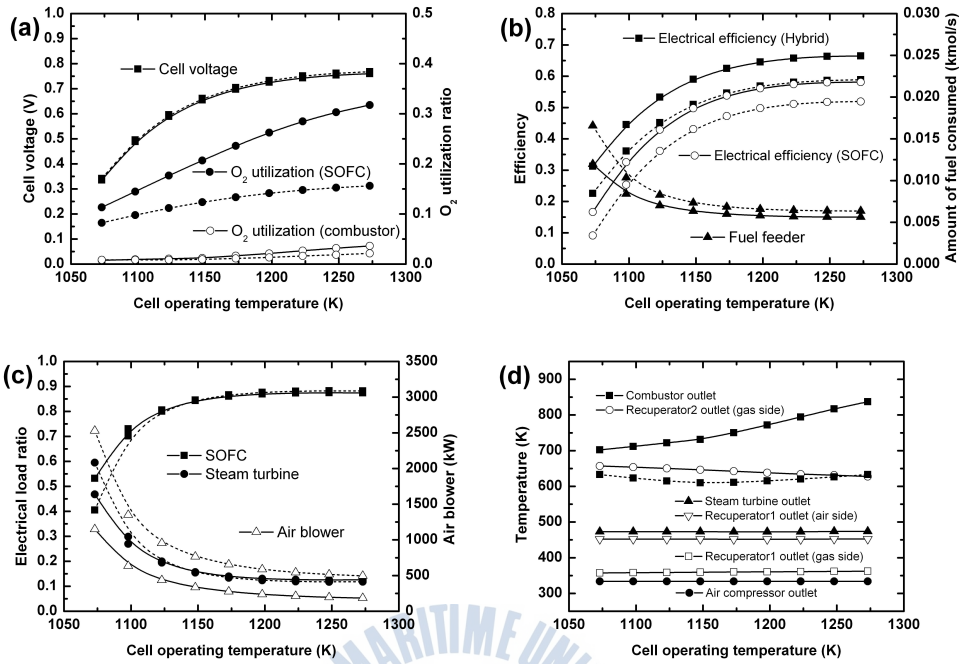


Fig. 4.53 작동온도의 영향

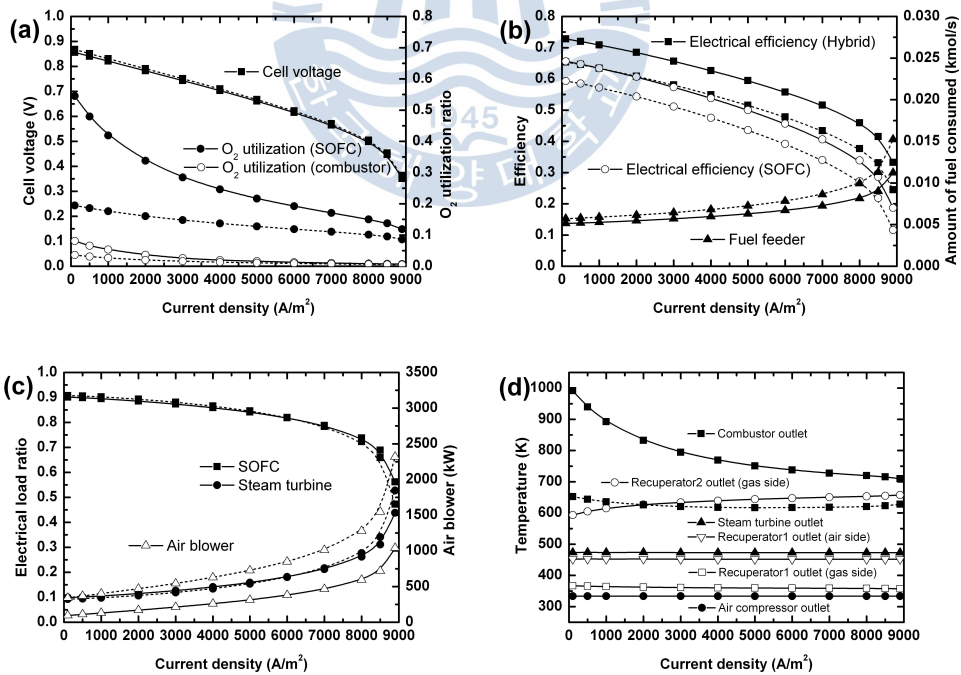


Fig. 4.54 전류밀도의 영향

고 내부 개질과 외부 개질에 의한 차이점만을 설명한다.

Fig. 4.53, 54-(a)들로부터 내부 개질에 의한 냉각 공기량의 감소로 스택의 산소이용률이 증가함을 알 수 있다.

Fig. 4.53, 54-(b)들에서 내부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율은 하부시스템인 SOFC시스템의 효율보다 일정 비율 높게 나타남을 볼 수 있다. 이것은 하부시스템인 ST시스템이 SOFC의 순수 폐열원만으로 작동하므로 ST시스템의 전기적 잉여 출력만큼 효율이 상승하기 때문이다. 이것은 동일한 출력에 대한 공급연료량의 감소로부터도 확인할 수 있다.

Fig. 4.53, 54-(c)들에서 내부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템은 외부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템과 비교하여 SOFC시스템과 GT시스템의 부하분담률에 큰 변화가 없음을 알 수 있다. 이것은 내부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템에서 공기량 즉, GT의 가스 유량이 감소함에도 불구하고 연소기 출구온도가 상승하기 때문이다. 아울러 공기압축기의 소요동력으로부터 전술한 공기량의 변화를 예측할 수 있다.

Fig. 4.53, 54-(d)들에서 내부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템은 연소기 출구온도가 외부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템보다 높게 나타난다. 이것은 공기량은 크게 줄어든 반면 스택의 연료극에서 나온 미반응 가스의 변화(공급 연료량과 비례)는 그다지 크지 않기 때문이다.

4.3.3.3 결과 정리

내부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템에 대한 시뮬레이션 모델을 사용하여 셀의 작동온도와 전류밀도가 시스템의 성능에 미치는 영향을 검토하고 그 결과를 외부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템과 비교하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 내부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템은 외부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템과 비교하여 내부 개질에 의한 냉각 공기량의 감소로 스택의 산소이용률은 증가한다.
- (2) 내부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템은 하부시스템인 SOFC시스템보다 ST시스템에서 얻어진 잉여의 전기적 출력만큼 전기적 효율이 증가한다.
- (3) 내부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템은 외부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템과 비교하여 SOFC시스템과 ST시스템의 부하분담률에 큰 변화

가 없다.

(4) 내부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템의 연소기 출구온도는 외부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템보다 높다.



4.3.4.1 시스템의 구성



본 시스템 성능해석에 사용한 조건들은 Table 4.11과 같으며 시뮬레이션 계산에 사용된 시스템의 모델링 방법은 2, 3장에서 기술한 바와 같다.

4.3.4에서는 본 시뮬레이션 모델을 사용하여 셀의 작동온도와 전류밀도, 가스터빈의 압력비가 시스템의 성능에 미치는 영향을 검토하고 그 결과를 4.2.3.2의 외부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템(GT 무냉각)과 비교하고 있다.

Table 4.11 계산 조건

Electrical output (kW)	3000
Anode thickness (μm)	200
Cathode thickness (μm)	2000
Electrolyte thickness (μm)	20
H ₂ utilization ratio (%)	80
Limiting current density (A/m^2)	9000
Inverter efficiency (%)	95
Reformer temperature effectiveness (%)	10
Recuperator temperature effectiveness (%)	85
Steam carbon ratio	3
Air compressor adiabatic efficiency (%)	75
Gas turbine adiabatic efficiency (%)	0.82
Gas turbine mechanical efficiency (%)	0.93
Generator efficiency (%)	0.97
Converter efficiency (%)	0.95
Steam turbine inlet pressure (kPa)	1500
Steam turbine inlet temperature (K)	553.15
Steam turbine outlet pressure (kPa)	10
Steam turbine efficiency (%)	80
Boiler outlet gas temperature (K)	423.15
Water pump efficiency (%)	85
Fuel feeder adiabatic efficiency (%)	70
Fuel feeder mechanical efficiency (%)	90
Fuel feeder motor efficiency (%)	95
Recuperator pressure drop(air side) (%)	2
Stack pressure drop(air side) (%)	6
Combustor pressure drop(gas side) (%)	3
Gas turbine pressure drop (%)	80
Recuperator pressure drop(gas side) (%)	2
Boiler pressure drop(gas side) (%)	3
Mixer pressure drop(fuel side) (%)	2
Reformer pressure drop(fuel side) (%)	2
Stack pressure drop(fuel side) (%)	6
Combustor pressure drop(fuel side) (%)	5
Ambient temperature (K)	298.15
Ambient pressure (kPa)	101

4.3.4.2 작동온도, 전류밀도 및 가스터빈 압력비의 영향

Fig. 4.56, 57, 58-(a), (b), (c), (d)는 작동온도 1223 K, 전류밀도 3000 A/m², 가스터빈 압력비 4인 경우 시스템 특성에 대한 셀의 작동온도, 전류밀도와 가스터빈 압력비의 영향을 나타낸 것으로 Fig. 4.56, 57, 58-(a)는 셀의 유기전압과 공기의 산소이용률을, Fig. 4.56, 57, 58-(b)는 시스템의 효율과 연료량, Fig. 4.56, 57, 58-(c)는 시스템의 전기출력에 대한 SOFC, GT, ST의 부하 분담률을 그리고 Fig. 4.56, 57, 58-(d)는 시스템 각부의 온도변화를 나타낸 것이다. 각 그림에서는 내부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템 결과를 실선

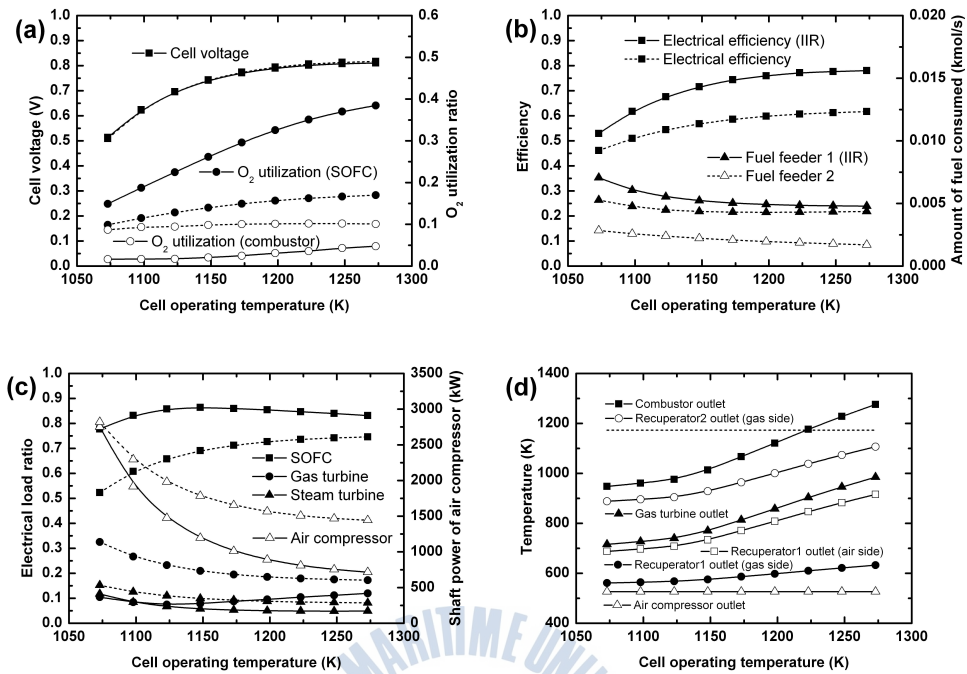


Fig. 4.56 작동온도의 영향

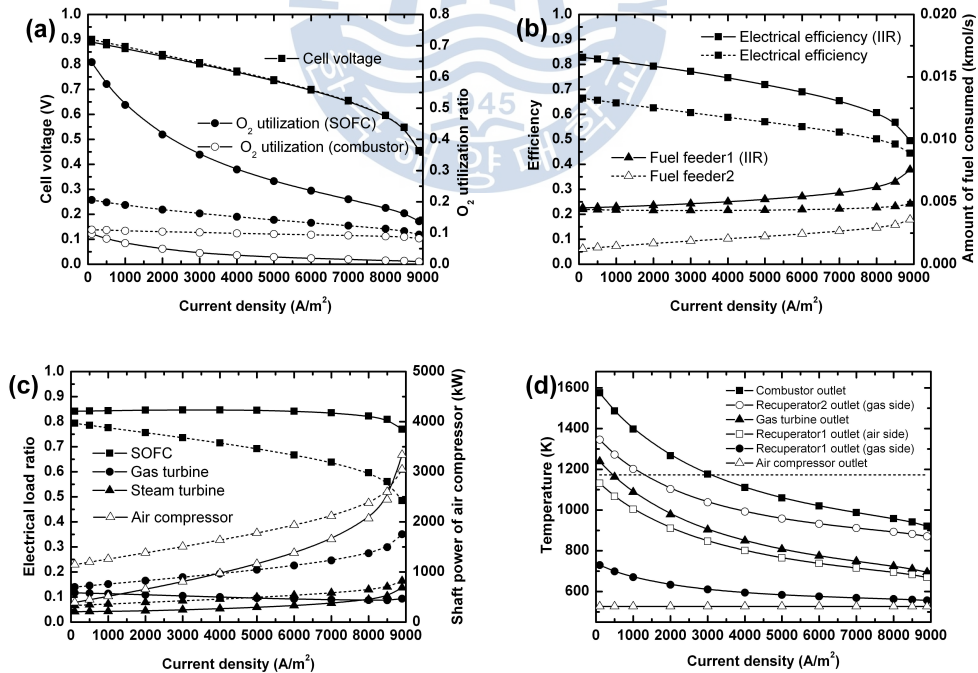


Fig. 4.57 전류밀도의 영향

으로 표시하고 점선의 외부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템에 대하여 비교하고 있다. 여기에서 스택의 작동온도, 전류밀도와 가스터빈 압력비의 영향은 기본적으로 4.2.1.3의 외부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템, 4.3.2의 내부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템과 동일하므로 설명을 생략하고 이들의 차이점만을 설명한다.

Fig. 4.56, 57, 58-(a)들로부터 내부 개질에 의한 냉각 공기량의 감소로 스택의 산소이용률은 증가하고 연소기의 산소이용률은 감소함을 알 수 있다.

Fig. 4.56, 57, 58-(b)들에서 내부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율이 외부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템보다 높게 나타남을 볼 수 있다. 이것은 공기량의 감소로 줄어드는 가스 유량으로 하부시스템인 GT/ST시스템의 출력과 부하분담률이 감소한 만큼을 효율이 좋은 SOFC시스템에서 더 분담하여 전체적인 효율이 상승하기 때문이다. 또한 하부시스템인 GT/ST시스템이 연소기의 추가적 연료 공급이 없이 SOFC시스템의 순수한 폐열로만 운전되기 때문에 그 만큼 전체적인 연료 공급량이 줄어드는 때문이다.

Fig. 4.56, 57, 58-(c)들에서 내부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템은 외부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템보다 SOFC시스템의 부하분담률은 높게 그리고 GT, ST시스템의 부하분담률은 낮게 나타나고 있음을 알 수 있다. 이것은 공기량의 감소로 GT, ST의 가스 유량이 줄어드는 영향으로 GT/ST의 출력 감소분만큼 SOFC의 출력이 증가해야 하기 때문이다. 또한 그림들은 작동온도와 전류밀도의 변화에 대하여 고른 부하분담률을 나타낸다. 이것은 공기량과 TIT의 상호적 관계 때문이다. 즉, 공기량이 많으면 TIT는 낮고 공기량이 적으면 TIT가 높아지기 때문이다. 아울러 공기압축기의 소요동력으로부터 전술한 공기량의 변화를 예측할 수 있다.

Fig. 4.56, 57, 58-(d)들에서 무냉각 GT시스템의 TIT 한계인 1173 K보다 상회하는 영역이 나타남을 알 수 있다. 즉, 스택의 높은 작동온도와 낮은 전류밀도 그리고 가스터빈의 낮은 압력비 영역에서 무냉각 GT 운전의 한계를 보인다. 이것은 4.3.2.2에서도 기술한 바와 같이 그 영역에서 공기량은 크게 줄어드는 반면 스택의 연료극에서 나온 미반응 가스의 변화(공급 연료량과 비례)는 그다지 크지 않기 때문이다.

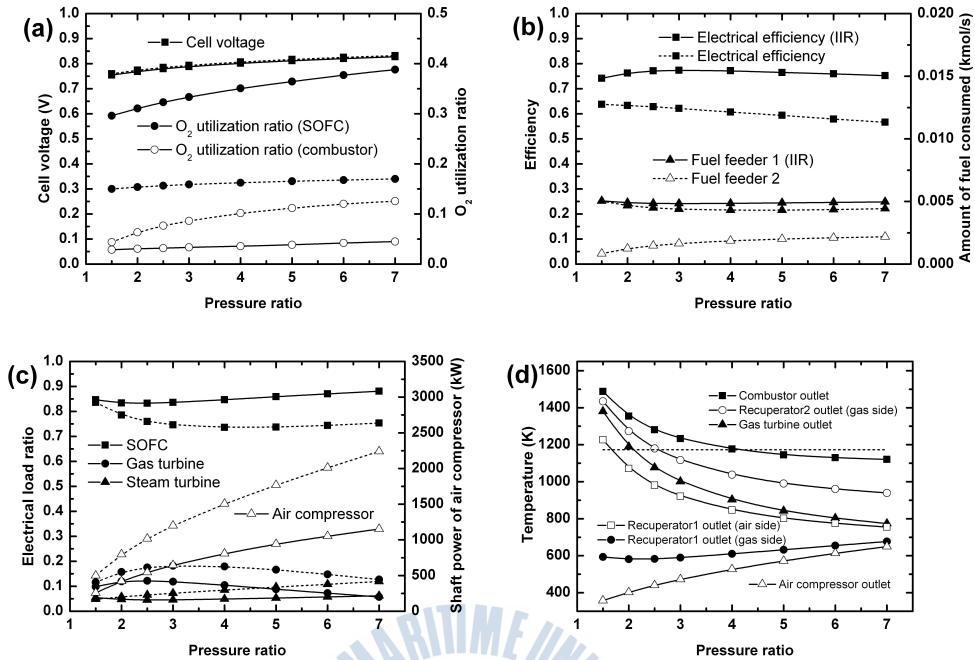


Fig. 4.58 압력비의 영향

4.3.4.3 결과 정리

내부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템에 대한 시뮬레이션 모델을 사용하여 셀의 작동온도와 전류밀도, 가스터빈의 압력비가 시스템의 성능에 미치는 영향을 검토하고 그 결과를 외부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템과 비교하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 내부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템은 외부 개질형의 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템과 비교하여 내부 개질에 의한 냉각 공기량의 감소로 스택의 산소이용률은 증가하고 연소기의 산소이용률은 감소한다.
- (2) 내부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율은 하부시스템인 SOFC시스템의 부하분담률 증가와 공급 연료량의 감소로 외부 개질형의 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템보다 증가한다.
- (3) 내부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템은 외부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템보다 SOFC시스템의 부하분담률은 높게 그리고 GT, ST시스템의 부하분담률은 낮게 나타난다.
- (4) 내부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템은 셀의 작동온도와 전류밀

도, 가스터빈 압력비에 대하여 공기량과 연소기 출구온도의 상호적인 관계로 비교적 고른 부하분담률을 나타낸다.

(5) 내부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템에서는 TIT 한계인 1173 K보다 상회하는 영역이 나타난다.



4.4 선박 전원용 연료전지시스템 성능 비교

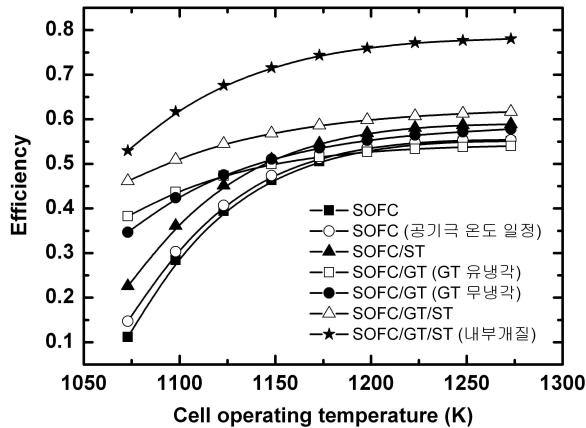


Fig. 4.59 성능비교

4.4에서는 지금까지 검토한 다양한 시스템의 성능을 비교하고자 한다. Fig. 4.59은 다양한 시스템의 전기적 효율을 셀의 작동 온도에 대하여 나타낸 것이다. SOFC 단독시스템에서는 공기극의 공기온도를 일정(COT-200 K)으로 유지시킨 조건이 공기에열기의 온도효율에 따라 변동되는 온도조건보다 효율이 높다. 이것은 공기극 온도 일정이 최소의 공기량으로 조절되므로 그만큼 송풍기의 소요 동력이 줄어들기 때문이다. 따라서 비교되는 다른 시스템들은 모두 공기극 온도 일정 조건으로 하고 있다. 그림에서 모든 하이브리드시스템들은 SOFC 단독시스템보다 효율적임을 알 수 있다. 연소기에 추가적 연료 공급이 없는 SOFC/ST 하이브리드시스템은 SOFC 단독시스템보다 일정 비율 효율이 증대됨을 알 수 있고 SOFC/GT 하이브리드시스템은 스택의 폐열 발생이 많은 저 작동온도 영역에서 크게 효율이 증대되고 있다. 또한 SOFC/GT 하이브리드시스템은 작동온도 영역에 대하여 고른 효율 분포를 만드는 특성이 있다. SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템은 SOFC 단독시스템에 비하여 높은 작동온도영역에서 효율 개선의 효과가 없으나 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템은 상당히 개선되고 있음을 볼 수 있다. 내부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 효율은 ST시스템에서 발생하는 잉여의 전력만큼 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템의 효율보다 상승한다. 그림에서

최고의 효율은 내부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템에 의하여 구현되고 있음을 알 수 있다. 4.4는 중대형 선박에서 가장 중요한 시스템의 효율적 관점에서 비교한 것이지만 효율 이외에 시스템의 안전성, 공간성, 복잡성, 초기 투자비 등 다양한 면에서 최적의 시스템이 검토되어야 할 것이다.



제 5 장 결론

석유에너지원의 고갈과 지구온난화 및 대기오염의 문제는 새로운 친환경적 에너지원과 이를 사용하기 위한 장치 및 시스템의 개발에 대한 필요성을 부각시키고 있다. 이런 요구에 따라 동력발생 장치들은 탄화수소계 연료에서 신재생에너지로 변화를 모색하고 있으며 대표적 동력발생장치인 내연기관도 전기추진 방식으로 변화하는 물결을 맞고 있다. 최근 IMO는 대기오염방지협약(MARPOL Annex VI)을 통하여 대기오염물질 배출 규제치를 정하고 허용 기준치 이상을 배출하는 400 GT이상의 선박에 대하여 단계적 운항금지를 시행하고 있다. 또한 일부 지역에서는 지역규정에 따라 훨씬 강화된 규제치를 적용하고 있으며 IMO의 규제치도 점진적인 상향 조정이 불가피할 것으로 보인다. 이와 같은 시대적 흐름에서 해상용 수송장치인 선박에 있어서도 친환경성은 당장 해결해야 할 현실적 문제로 다가와 있다. 현재는 연료유 처리 및 내연기관의 효율 개선 등으로 대응하고 있지만 무공해 실현의 근본적 대책은 되지 못하므로 수소를 연료로 하는 연료전지시스템과 같은 새로운 추진 동력체계의 도입이 신중히 검토되어야 한다.

고효율 및 친환경성의 장점을 가진 연료전지시스템은 자동차에 채용되어 상품화 단계에 이르고 있으나 선박에 대한 적용은 시험단계에 머물고 있다. 선박의 경우는 크기, 항행구역, 용도에 따라 동력발생장치에 요구되는 특성이 각기 다르므로 적합한 연료전지의 종류와 시스템 구성이 자동차와 같이 일률적일 수 없으며 특히 고립되어 외부의 지원을 원활히 받을 수 없는 특수성으로 장치 및 시스템은 육상보다 엄한 안전성 기준을 갖도록 설계되어야 한다.

연료전지시스템을 선박에 도입하는 실행적 단계에 앞서 연료전지시스템이 선박 부하특성에 적합한지, 어떤 시스템의 구성이 가능한지, 그런 시스템의 성능 특성은 어떤지, 안전성에는 문제가 없는지 등 연료전지시스템의 특성에 대한 개괄적인 평가와 구체적인 자료의 축적이 요구된다.

본 연구논문에서는 중·대형선박을 대상으로 연료전지로 SOFC, 개질형 연료로 NG를 채택하여 부하특성에 부합하는 다양한 연료전지시스템의 성능 특성을 시뮬레이션을 통하여 검토하여 다음과 같은 결론들을 얻었다.

4.1.1에서 기술한 공기에열기 온도효율 일정 조건을 가진 외부개질형 SOFC 시스템에 대한 주요 결과는 아래와 같다.

(1) 유기전압과 산소이용률은 시스템의 효율에 크게 영향을 주며 이 값이 크

면 클수록 효율은 증가하지만 과도한 산소이용률은 스택 공급유체 최저온도 한계의 제한을 받게 된다. 최대효율과 안전성을 고려한 산소이용률은 약 0.15 근방이다.

(2) 시스템의 효율은 셀의 작동온도가 낮을수록 전류밀도가 높을수록 크게 감소하지만 개질기 S/C에 의한 영향은 그다지 크지 않다.

(3) 예열기의 온도효율은 낮을수록 시스템의 효율이 증가하지만 스택 공급유체 최저온도한계의 제한을 받으므로 효율과 안전성을 고려한 온도효율의 결정이 필요하다.

(4) 셀의 수소연료이용률은 높을수록 시스템의 효율이 증가하지만 스택 공급유체 최저온도한계의 제한을 받으므로 효율과 안전성을 고려한 수소연료이용률의 결정이 필요하다.

4.1.2에서 기술한 스택 공기극 온도 일정 조건을 가진 외부개질형 SOFC 시스템에 대한 주요 결과는 아래와 같이 요약된다.

(1) 공기극에 공급되는 공기를 최적의 온도로 일정히 유지시키는 것이 다소 온도 제어에 어려움이 있을지라도 시스템의 효율 및 안전성에 유리하다.

4.2.1.1에서 기술한 TIT 일정 조건을 가진 외부개질형 SOFC/GT 하이브리드시스템에 대한 주요 결과는 아래와 같다.

(1) 안전성을 고려한 선박용 SOFC/GT 하이브리드시스템을 제안한다.

(2) 스택 작동온도의 증가에 따라 시스템의 효율과 스택의 부하 분담률은 전반적으로 상승하나 안전을 위하여 스택 공급유체 최저온도한계선을 하회하는 작동온도=1235 K 이상의 영역은 제한되어야 한다.

(3) 스택 전류밀도의 증가에 따라 시스템의 효율과 스택의 부하 분담률은 전반적으로 감소한다. 아울러 시스템의 각 부 온도는 스택 공급유체 최저온도한계선 및 장치의 재료 열내구성 한계온도로부터 자유롭다.

(4) 가스터빈 압력비의 증가에 따라 시스템의 효율과 스택의 부하 분담률은 낮은 압력비 영역에서 급격히 증가하지만 이후 완만히 증가하거나 전기적 효율의 경우최대점 영역을 가진다. 그리고 압력비=4.5 이상의 영역에서는 예열기 출구온도가 스택 공급유체 최저온도 한계선을 하회하므로 회피되어야 한다.

(5) 예열기 온도효율이 시스템의 전기적 효율에 미치는 영향은 미미하나 총

효율과 스택의 부하 분담률은 온도효율의 증가에 따라 감소하는 경향을 보인다. 그리고 예열기 출구온도가 스택 공급유체 최저온도 한계선을 하회하는 예열기 온도효율=0.83 이하의 영역은 안전운전을 위하여 제한되어야 한다.

(6) TIT의 증가에 따라 시스템의 효율과 스택의 부하분담률은 전반적으로 감소한다. 아울러 TIT=1425 K 이하의 영역은 스택 공급유체 최저온도 한계선을 하회하므로 안전상 회피되어야 한다.

4.2.1.2 에서 기술한 스택 공기극 온도 일정 조건을 가진 외부개질형 SOFC/GT 하이브리드시스템에 대한 주요 결과는 아래와 같다.

- (1) 공기극 공기온도 일정(COT=200 K)의 조건에 따른 유기전압은 TIT 일정의 조건과 거의 동일하게 변화한다.
- (2) 스택의 산소이용률은 TIT 일정의 조건보다 변화폭이 작다. 즉, 스택에 공급되는 공기량의 변화가 적다.
- (3) 시스템의 전기적 효율은 열적 안전성이 확보되는 영역 내에서 TIT 일정의 조건보다 높게 나타난다.
- (4) 스택과 가스터빈의 부하 분담률 변화는 TIT 일정의 조건보다 작다.
- (5) 공기극 입구온도 일정의 조건은 열적 균열파손 등에 대한 안전을 확보하는 범위 내에서 스택 냉각을 위한 최적의 온도를 유지하게 되므로 TIT 일정의 조건과는 다르게 열적으로 시스템의 안전을 위협하는 영역이 존재하지 않는다.

4.2.1.3에서 기술한 GT 무냉각 조건과 스택 공기극 온도 일정의 조건을 가진 외부개질형 SOFC/GT 하이브리드시스템에 대한 주요 결과는 아래와 같이 요약된다.

- (1) SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템의 특성은 SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템의 결과와 비슷하다.
- (2) SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템과 비교하여 셀 유기전압에는 변화가 없지만 연소기 산소이용률은 감소한다.
- (3) SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템과 비교하여 하이브리드시스템의 전기적 효율은 다소 증가하여 SOFC시스템의 효율에 근접한다.
- (4) SOFC/GT(유냉각) 하이브리드시스템과 비교하여 SOFC시스템의 부하분담

률은 증가하고 GT시스템의 부하분담률은 감소한다.

(5) 873 K 이하 영역의 TIT는 가스터빈의 자력 구동을 어렵게 한다.

4.2.2.1에서 기술한 보충 연료 공급 조건을 가진 외부개질형 SOFC/ST(추가 연료 공급 방식) 하이브리드시스템에 대한 주요 결과는 아래와 같다.

(1) 스택 작동온도에 대하여 하이브리드시스템의 전기적 효율은 연료전지시스템의 효율 보다 완만히 변화하며, 낮은 작동온도 영역에서 하이브리드시스템의 효율은 연료전지시스템의 효율보다 높게 나타난다.

(2) 셀 전류밀도에 대하여 하이브리드시스템의 전기적 효율은 연료전지시스템의 효율 보다 완만히 변화하며, 높은 전류밀도 영역에서 하이브리드시스템의 효율은 연료전지시스템의 효율보다 높게 나타난다.

(3) 연소기 또는 보일러 출구 가스온도의 변화로부터 스택의 폐열이 아닌 연소기의 추가적 연료공급에 의한 증기터빈 출력의 증가는 하이브리드시스템의 효율을 감소시킨다.

4.2.2.2에서 기술한 보충 연료 무공급 조건을 가진 외부개질형 SOFC/ST(폐열 이용 방식) 하이브리드시스템에 대한 주요 결과는 아래와 같이 요약된다.

(1) 스택의 작동온도 및 전류밀도에 대하여 SOFC/ST(폐열 이용 방식) 하이브리드시스템의 전기적 효율은 SOFC시스템의 효율보다 거의 비례적으로 증가하고 있다.

(2) SOFC/ST(폐열 이용 방식) 하이브리드시스템은 SOFC/ST(추가연료 공급 방식) 하이브리드시스템보다 부하분담률에서 SOFC시스템은 증가하고 ST시스템은 감소하는 경향을 보인다.

4.2.3.1에서 기술한 GT 유냉각 조건을 가진 외부개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템에 대한 주요 결과는 아래와 같다.

(1) 연료전지시스템의 폐열을 적극 활용하여 효율을 최대화하기 위한 한 방안으로 구성된 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 가능성을 확인하였다.

(2) SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율은 하부시스템인 SOFC시스템과 GT/ST시스템의 평균적인 값을 갖는다.

(3) SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율은 작동온도가 높을수록,

전류밀도와 가스터빈 압력비가 낮을수록 증가한다.

(4) SOFC/GT/ST 하이브리드시스템은 낮은 작동온도 및 높은 전류밀도 영역에서 단독 SOFC시스템의 전기적 효율의 급격한 저하를 상당히 개선하여 비교적 고른 효율 분포를 유지시킨다.

(5) SOFC/GT/ST 하이브리드시스템은 하부시스템인 ST시스템의 효과로 전기적 효율의 전반적인 상승을 견인한다.

4.2.3.2에서 기술한 GT 무냉각 조건을 가진 외부개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템에 대한 주요 결과는 아래와 같다.

(1) GT 무냉각 조건의 특성은 GT 유냉각 조건의 결과와 비슷하다.

(2) GT 유냉각 조건과 비교하여 셀 유기전압에는 변화가 없지만 연소기 산소이용률은 감소한다.

(3) GT 유냉각 조건과 비교하여 GT 무냉각 조건의 전기적 효율은 증가한다.

(4) GT 유냉각 조건과 비교하여 SOFC시스템의 부하분담률은 증가하고 GT, ST시스템의 부하분담률은 감소한다.

(5) 873 K 이하 영역의 TIT는 가스터빈의 자력 구동을 어렵게 한다.

(6) 일부 영역에서 ST의 운전압력 1500 kPa을 유지시키지 못하는 경우가 존재한다.

4.3.1에서 기술한 스택 공기극 온도 일정 조건을 가진 내부개질형 SOFC 시스템에 대한 주요 결과는 아래와 같이 요약된다.

(1) 외부 개질형의 SOFC시스템과 비교하여 스택의 소요 공기량이 감소한다.

(2) 외부 개질형의 SOFC시스템과 비교하여 스택의 소요 공기량이 감소한 만큼 전기적 효율이 증가한다.

(3) 내부 개질형의 SOFC시스템은 공기량의 감소보다 에코노마이저 입구 가스온도가 높아지는 영향으로 총효율은 크게 증대된다.

4.3.2에서 기술한 GT 무냉각 조건을 가진 내부 개질형 SOFC/GT 하이브리드시스템에 대한 주요 결과는 아래와 같이 요약된다.

(1) 내부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템은 외부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템과 비교하여 내부 개질에 의한 냉각 공기량의 감소로 스택의 산소이용률은 증가하고 연소기의 산소이용률은 감소한

다.

(2) 내부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템은 하부시스템인 SOFC 시스템보다 GT시스템에서 얻어진 잉여의 전기적 출력만큼 전기적 효율이 증가한다.

(3) 내부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템은 외부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템보다 SOFC시스템의 부하분담률은 높게 그리고 GT시스템의 부하분담률은 낮게 나타난다.

(4) 내부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템은 작동온도와 전류밀도의 변화에 대하여 고른 부하분담률을 나타낸다.

(5) 내부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템에서는 TIT 한계인 1173 K보다 상회하는 영역이 나타나며 이를 회피하기 위한 제1공기에열기의 온도 효율을 제시하고 있다.

4.3.3에서 기술한 보충 연료 무공급 조건을 가진 내부 개질형 SOFC/ST(폐열 이용 방식) 하이브리드시스템에 대한 주요 결과는 아래와 같다.

(1) 내부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템은 외부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템과 비교하여 내부 개질에 의한 냉각 공기량의 감소로 스택의 산소이용률은 증가한다.

(2) 내부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템은 하부시스템인 SOFC시스템보다 ST시스템에서 얻어진 잉여의 전기적 출력만큼 전기적 효율이 증가한다.

(3) 내부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템은 외부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템과 비교하여 SOFC시스템과 ST시스템의 부하분담률에 큰 변화가 없다.

(4) 내부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템의 연소기 출구온도는 외부 개질형 SOFC/ST 하이브리드시스템보다 높다.

4.3.4에서 기술한 GT 무냉각 조건을 가진 내부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템에 대한 주요 결과는 아래와 같이 요약된다.

(1) 내부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템은 외부 개질형의 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템과 비교하여 내부 개질에 의한 냉각 공기량의 감소로 스택의 산소이용률은 증가하고 연소기의 산소이용률은 감소한다.

(2) 내부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템의 전기적 효율은 하부시스템인 SOFC시스템의 부하분담률 증가와 공급 연료량의 감소로 외부 개질형의

SOFC/GT/ST 하이브리드시스템보다 증가한다.

(3) 내부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템은 외부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템보다 SOFC시스템의 부하분담률은 높게 그리고 GT, ST시스템의 부하분담률은 낮게 나타난다.

(4) 내부 개질형 SOFC/GT/ST 하이브리드시스템은 셀의 작동온도와 전류밀도, 가스터빈 압력비에 대하여 공기량과 연소기 출구온도의 상호적인 관계로 비교적 고른 부하분담률을 나타낸다.

(5) 내부 개질형 SOFC/GT(무냉각) 하이브리드시스템에서는 TIT 한계인 1173 K보다 상회하는 영역이 나타난다.



참고문헌

- [1] W. H. Kumm, "Marine and Naval Applications of Fuel Cells for Propulsion: the Process Selection", Journal of Power Sources, Vol. 29, pp.169-179 (1990)
- [2] 김명환, "선박 동력발생용 연료전지시스템 기술개발의 전망에 대한 고찰", (사)한국마린엔지니어링학회지, 제 31권, 제 8호, pp. 924-931 (2007)
- [3] Kuchonthara. P., Bhattacharya. S., and Tsutsumi. A., "Combinations of solid oxide fuel cell and several enhanced gas turbine cycles", Journal of Power Sources, vol. 124, no.1, pp. 65-75 (2003)
- [4] Winkler. W. and Lorenz. H., "The design of stationary and mobile solid oxide fuel cell-gas turbine systems", Journal of Power Sources, vol. 105, no.2, pp. 222-227 (2002)
- [5] Arsalis. A., "Thermoeconomic modeling and parametric study of hybrid SOFC-gas turbine-steam turbine power plants ranging from 1.5 to 10 MWe", Journal of Power Sources, vol. 181, no.2, pp. 313-326 (2008)
- [6] Zhang. X., Chan. S. H., Li. G., Ho. H. K., Li. J., and Feng. Z., "A review of integration strategies for solid oxide fuel cells", Journal of Power Sources, vol. 195, no.3, pp. 685-702 (2010)
- [7] Fry. M. R., Watson. H., and Hatchman. J. C., "Design of a prototype fuel cell/composite cycle power station", Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part A, vol.211, no.2, pp. 171-180 (1997)
- [8] S. Campanari and P. Iora, "Definition and sensitivity analysis of a finite volume SOFC model for a tubular cell geometry", Journal of Power Sources, Vol. 132, pp. 113-126 (2004)
- [9] E. Achenbach, "Three-dimensional and time-dependent simulation of a planar solid oxide fuel cell stack", Journal of Power Sources, Vol. 49, pp. 333-348 (1994)
- [10] F. Calise, A. Palombo, L. Vanoli, "Design and partial load exergy analysis of hybrid SOFC-GT power plant", Journal of Power Sources, Vol. 158, pp. 225-244 (2006)
- [11] James Larminie, Andrew Dicks, Fuel Cell Systems Explained, Wiley (2003)

- [12] Gunther Kolb, Fuel Processing, WILEY-VCH (2008)
- [13] T. Aicher, B. Lenz, F. Gschnell, U. Groos, F. Feferici, L. Caprile, L. Parodi, "Fuel processors for fuel cell APU application", Journal of Power Sources, Vol. 154, pp. 503-508 (2006)
- [14] F. Mueller, F. Jabbari, R. Gaynor, J Brouwer, "Novel solid oxide fuel cell system controller for rapid load following", Journal of Power Sources, Vol. 172, pp. 308-323 (2007)
- [15] F. Mueller, F. Jabbari, R. Gaynor, J Brouwer, "Novel solid oxide fuel cell system controller for rapid load following", Journal of Power Sources, Vol. 172, pp. 308-323 (2007)
- [16] A. F. Massardo and F. Lubelli, "Internal Reforming Solid Oxide Fuel Cell-Gas Turbine Combined Cycles : Part A - Cell Model and Cycle Thermodynamic Analysis", Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, Vol. 122, pp. 27-35 (2000)



감사의 글

논문을 마치고 '감사의 글'을 접하고 보니 지난 대학원 생활이 주마등처럼 떠오릅니다. 저를 도와주신 분이 이렇게도 많았음에도 불구하고 일일이 찾아뵙고 감사드리지 못하는 점 용서를 구합니다.

참으로 부족한 저를 학문의 길로 이끌어 주시고 지난 2년 동안 깊은 아량으로 아낌없이 격려와 지도해 주시며 물심양면으로 지원해주신 김명환 교수님께 진심으로 무한한 감사를 드립니다. 그리고 저의 논문 심사를 맡아주시어 하나의 결실을 맺도록 도와주신 길병래 교수님과 임태우 교수님에게도 깊은 감사의 마음을 드립니다. 그리고 선박용 연료전지시스템 연구에 함께 참여하며 많은 조언과 도움을 주신 김종수 교수님, 오세진 교수님 그리고 한국선급 박상균 박사님에게도 은혜에 감사를 전하고 싶습니다.

그리고 2년간 M360호에서 동거 동락하였던 진숙이와 선희 언니 ^^♥

그대들이 없었다면 2년이 20년과 같이 끝이 보이지 않아 막막하며, 멀고 험하여 힘들지 않았을까 하는 생각이... 쭉스럽지만, 함께여서 정말 정말 행복했어요!!

그리고 MFC 연구생인 나이는 많지만 후배인 성철이와 실습 후 완전 의젓해진 성욱이 ^^ 더 잘 해주지 못 했던 것이 마음에 많이 걸린다. 마지막으로 내가 잘해 줄 수 있는 것은 이 말을 하는 것인 거 같아. "성철아, 성욱아 대학원 진학하길... 진심으로 추천한다!! ^^~ "

나의 엔돌핀, 비타민이 되어주는 강민♥ 항상 옆에서 힘을 준 왈가닥 62기 여인네들 - 선영, 은정, 보영, 지혜언니, 소영... 하나님의 은혜 카리스 단원들 - 김시화 장로님, 은영, 승연, 승희, 수연, 유리... 든든한 신광 동기들 - 수정, 수현, 인선, 성우, 동환, 상우, 민수, 대곤... 늘 기도로 후원해주시는 귀한 동역자들 - 장호동 목사님, 기선언니, 진우오빠, 정만오빠, 상현언니, 지선언니 그리고 동심순원들... 고맙습니다!

저에게 힘과 도움을 주신 분들이 너무나도 많아 지면을 통하여 일일이 다 언급 하지는 못하였지만 항상 저를 아끼고 사랑해주시는 모든 분들께 감사의 말 전하고 싶습니다.

마지막으로...

나의 든든한 후원자이신 아버지, 어머니!

두 딸 모두 대학원까지 힘써 지원해주셔서 감사합니다. 이제부터 제가 받은 모든 것들 다 보답하며 살아도 시간이 부족할 것 같습니다. 그리고 함께 대학원 과정을 밟은 나의 하나뿐인 경은 언니♥ 힘들고 어려울 때 누구 보다 더 의지 되었고 힘이 되었다는거... 언니는 알 거라 생각해^^ 완전 소중한 가족. 영원히 화목하길...

길의 끝은 언제나 또 다른 길의 시작을 의미합니다. 대학원을 마치고 어떠한 길이 제 앞에 나타나더라도 저에게 힘을 주시는 분들이 있기에 이제는 그 길을 헤쳐나갈 수 있는 용기가 생겼습니다. 대학원에서 보고 배운고 느낀 것들을 더 담담 삼아 이 세상에 빛, 소금과 같은 존재가 되고 싶습니다. 모두 감사합니다. 사랑합니다.



2011년 12월 감사의 마음으로 한해를 마무리하며

이경진 올림.